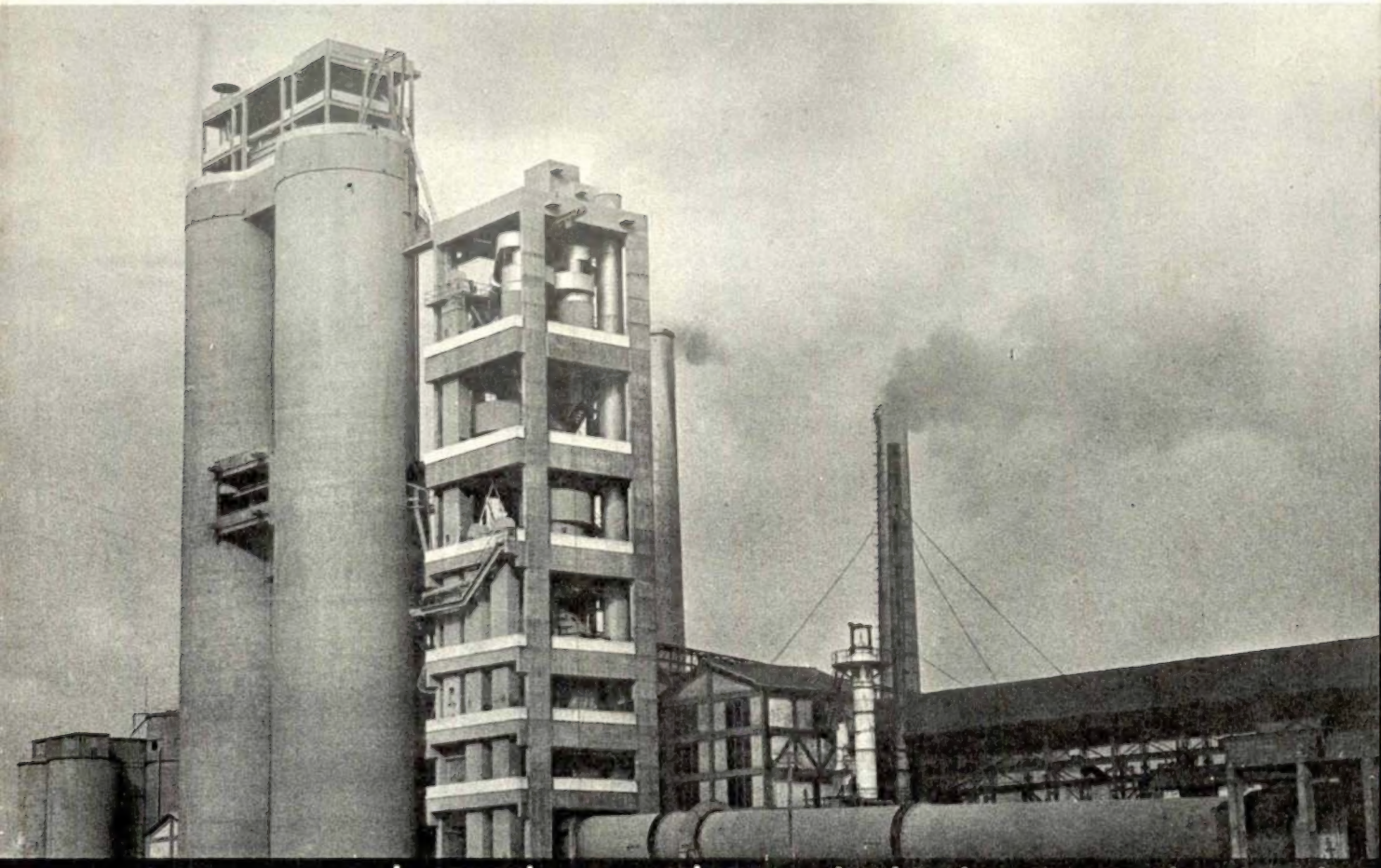
técnica



382 associação dos estudantes do instituto superior técnico
novembro 1968 revista de engenharia

VARÕES DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA PARA BETÃO ARMADO TIPO A. 40
(«Heliaço» e «SNT 40»)

TENSÕES DE SEGURANÇA
Ra = 2400 kg/cm²
e
Ra = 4000 kg/cm² (SISMOS)

Literatura e Tabelas de Cálculo fornecidas gratuitamente

HELIAÇO, LDA.

R. DE S. JULIÃO, 41, 4.º D. — LISBOA

Tel.: 36 78 17 - 32 37 06 - 36 94 77

UNIÃO ELÉCTRICA PORTUGUESA

S. A. R. L.

SEDE

Rua de Alexandre Herculano, 244 — PORTO

TELEFONES: 2 76 76 / 77 / 78 / 79 — Est. 90

DELEGAÇÃO

Rua Rosa Araújo, 35 — LISBOA

TEL.: 73 11 81/82/83/84/85/86 - 73 33 33 - 48 49 91

●

ELECTRICIDADE DO LINDOSO
E DAS CENTRAIS DO FREIXO
E DA CACHOFARRA

●

A UNIÃO ELÉCTRICA PORTUGUESA distribui, pela mais extensa rede de alta tensão em Portugal (cerca de 2 500 km), energia eléctrica em 70 concelhos, nos distritos de VIANA DO CASTELO, BRAGA, PORTO, AVEIRO, COIMBRA, VISEU, LEIRIA, SETÚBAL e ÉVORA.

CIMENTO SECIL

Fábrica:

Outão — Setúbal

Telef. 228824/5

Escritório:

R. do Comércio, 56-3.º

LISBOA 2

Telef. 328201/2/3

ESCLARECIMENTO

AOS NOSSOS LEITORES

Devido a factos anormais de que foi vítima a A.E.I.S.T. só agora pode ser distribuida a Técnica de Novembro, embora a mesma estivesse terminada tipogràficamente há várias semanas.

O Corpo Redactorial espera que, no mais breve lapso de tempo a situação se normalize e sejam contornadas todas as dificuldades ora surgidas.

Lamentamos o facto e apelamos para a compreensão de todos os nossos amigos.

Saudações Académicas

O CORPO REDACTORIAL

técnica

NÚMERO 382 NOVEMBRO DE 1968 ANO XLIII VOLUME XXX PUBLICAÇÃO MENSAL

Corpo Redactorial

João M. Pereira
João Soares Alves
Rui Coutinho Terrinha
Silvério de Sousa Mendes

Editor e Proprietário

Associação dos Estudantes do Instituto Superior Técnico

Redacção e Administração

Avenida Rovisco Pais
Telefone 77 54 49
Lisboa 1

Assinaturas

		5 N.os	10 N.os
Continente e Ilhas	—	70$00	130$00
Ultramar, Brasil e Espanha	—	80$00	140$00
Estrangeiro	—	90$00	150$00

Número avulso — 20$00

Não se publica em Agosto e Setembro.

Os artigos assinados são da exclusiva responsabilidade dos seus autores.

Composto e impresso na Tipografia Jorge Fernandes, Lda. — Rua da Cruz dos Poiais 103 — Lisboa

SUMÁRIO

55 *F. J. MARATRAY* — **Influência do molibdénio nos aços vazados e ferros fundidos.**
Influence of molybdenum as an alloying element of steel and cast iron.

75 *J. BAPTISTA TOMÉ* — **Cálculo do filtro linear óptimo para a obtenção de um sinal perturbado por ruído.**
Calculation of the optimum linear filter to obtain a signal perturbed by noise.

91 *AUGUSTO CLARA* — **A non linear configuration applied to electrical — probing.**
Uma configuração não linear aplicada a sondagens eléctricas.

95 *PERES RODRIGUES* — **Estudo de duas vigas cruzadas sujeitas a uma carga concentrada.**
Study of two crossed beams subject to a single concentrated load.

103 *MADEIRA COSTA* — **Dimensionamento de secções de betão armado com compressão, em relação à rotura.**
Dimensionation of concrete sections submited to compression, in relation to rupture.

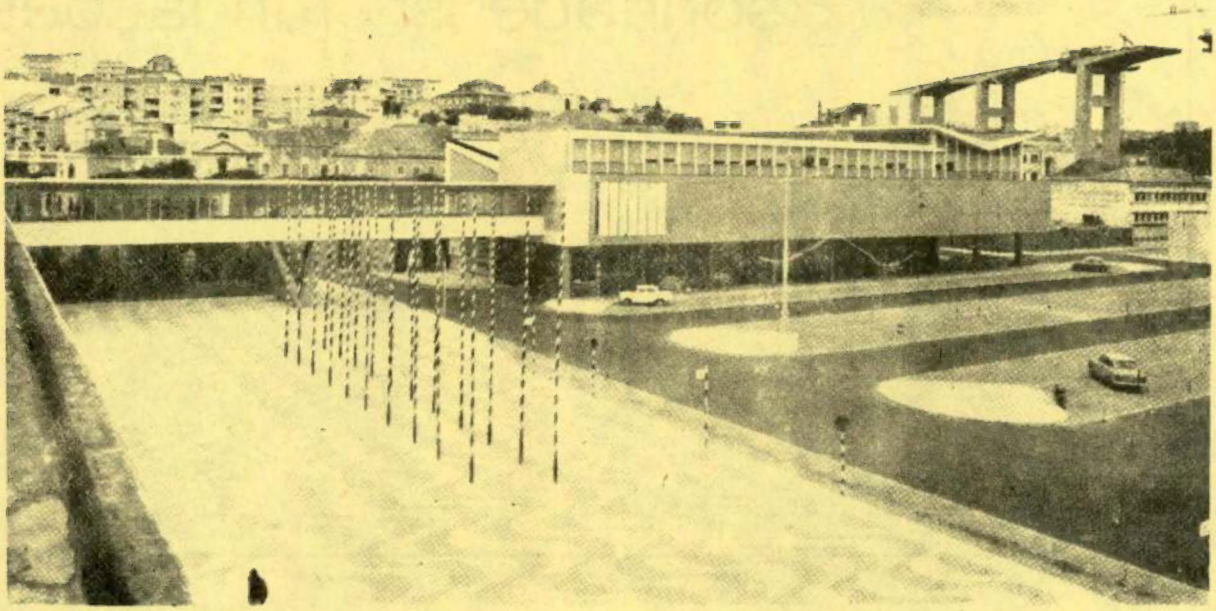
114 **Notas Informativas**
Elementos sobre a produção e o consumo de energia na rede eléctrica nacional.

Bibliografia

CAPA: Nova linha de montagem da Fábrica de Maceira — Liz (Empresa Cimentos de Leiria).

ÍNDICE ALFABETICO DOS ANUNCIANTES

	Pág.
AEG	XV
A. Johnson & Co (Portugal), Ltd.	XXVII
Asea Eléctrica	V, VII, XXIX e XXXI
Auto-Lusitânia	2.ª da capa
Bethencourt Bros	XXXIII
Cerâmica de Vale de Lobos, Lda.	XXI
Cimento Secil	2.ª da capa
Companhia de Cimentos Brancos	VI
Construções Técnicas	XVII
Dial	XXI
Electrotécnicos Reunidos	XII
Electro-Arco, Ltd.ª	II
Empresa de Cimentos de Leiria	XXX
Empresa Electro Cerâmica	XXIX
Empresa de Produtos Asfálticos	X
Empresa de Sondagens e Fundações Teixeira Duarte, Lda.	3.ª da capa
Empresa Técnica de Equipamentos Eléctricos	XI
Empresa Ultramarina de Sondagens e Fundações	XVI
Fábricas Metalúrgicas ALBA	XXXII
Fábrica Portugal	XX
Fanafel	XVI
Fundações Franki, Lda.	I
Guedes & Almeida, Lda.	VIII
Heliaço	2.ª da capa
INA	XXII
I. S. T.	XXII
Jayme da Costa, Lda.	XIX
Johann Keller	V
J. F. Azevedo e Silva	IV
J. J. Silva & Irmão	V
J. Roma	VII
LISNAVE	XXI
LUSOTÉCNA	XIV
MAGUE	XIII
Novobra, Lda.	XXII
Rotring	XXVI
Siemens	4.ª da capa
Soc. Industrial Metalúrgica	XXXI
Sociedade Portuguesa Cavan	VI
Somague	XXXII
Sondagens e Fundações A. Cavaco	II
Sondagens Ródio, Lda.	VII
Sopecate	II
Standard Eléctrica	IX
STET	XXIII
União Eléctrica Portuguesa	2.ª da capa
Wild Portugal, Lda.	III



PAVILHÃO DA FEIRA INTERNACIONAL DE LISBOA

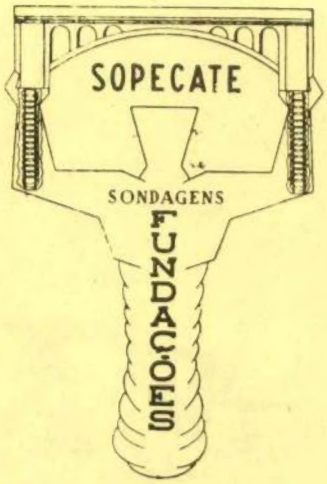
Assente sobre Estacas FRANKI

FUNDAÇÕES FRANKI L.DA

RUA BRAAMCAMP, 13-3.º — LISBOA 1 — TEL. P. P. C. 53 41 12/3/4 — ENDEREÇO TELEGRÁFICO: FRANKI — LISBOA

PRÉDIO SANTOS GIL, 6.º ANDAR — SALA 10 — TEL. 9 11 67 — CAIXA POSTAL 1397

ENDEREÇO TELEGRÁFICO: FRANKI—LOURENÇO MARQUES



sopecate

sondagens - fundações

ESCRITÓRIO: RUA DO ARSENAL 146 2.º TELEFONES 3 40 10 - 32 02 08 LISBOA

• ESTUDOS, PESQUISAS E CAPTAÇÕES DE ÁGUA

• SONDAGENS

• REBAIXAMENTO DE NIVEIS AQUÍFEROS

• FUNDAÇÕES

SONDAGENS E FUNDAÇÕES A. CAVACO, LDA.

R. RODRIGO DA FONSECA, 62, R/C ESQ. — LISBOA - 1

TELEF. 56 11 71/72/73

ELECTRO-ARCO, L.DA

ELÉCTRODOS ✦ POSTOS ✦ ACESSÓRIOS

PARA A SOLDADURA ELÉCTRICA

*

MATERIAL APROVADO PELOS

LLOYD'S REGISTER OF SHIPPING
BUREAU VERITAS
GERMANISCHER LLOYD

—

LISBOA
Rua Silva Carvalho, 239
Tels. 68 36 49 - 68 48 93

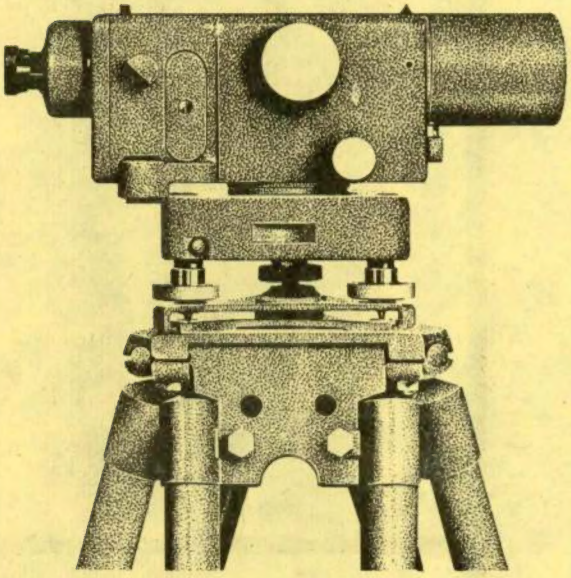
FÁBRICA E LABORATÓRIOS
Venda Nova — Amadora
Tels. 97 06 13 - 97 17 33

PORTO
Rua do Bolhão, 216
Tel. 2 12 77 - 39 44 73

O novo Nível automático de engenheiro

WILD NAK 2

com círculo horizontal



WILD
HEERBRUGG

Para nivelamentos de média e grande precisão; com micrómetro de lâmina de faces plano-paralelas para nivelamentos de grande precisão.

Erro médio para 1 Km de nivelamento duplo: ± 1,5 mm

Erro médio para 1 Km de nivelamento duplo com micrómetro: ± 0,4 mm

Luneta de 30 × de aumento com imagem direita de observação

Solicitem catálogo ou demonstração aos representantes exclusivos

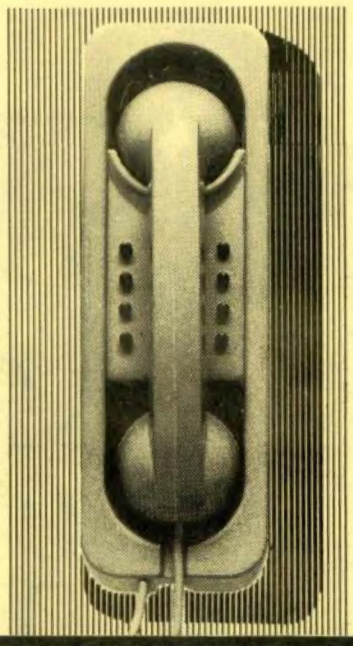
WILD PORTUGAL, LDA.

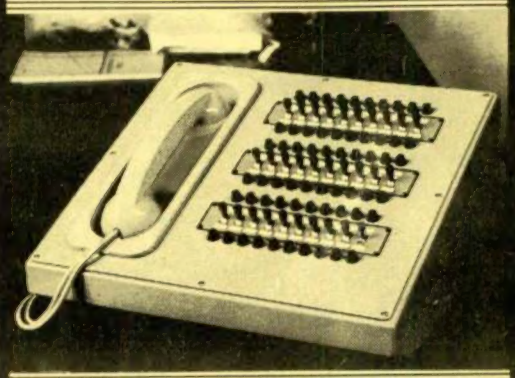
PRAÇA DAS ÁGUAS LIVRES, 8
LISBOA - 2 — TELEFONE 68 91 12

IRTI

telefones de porta

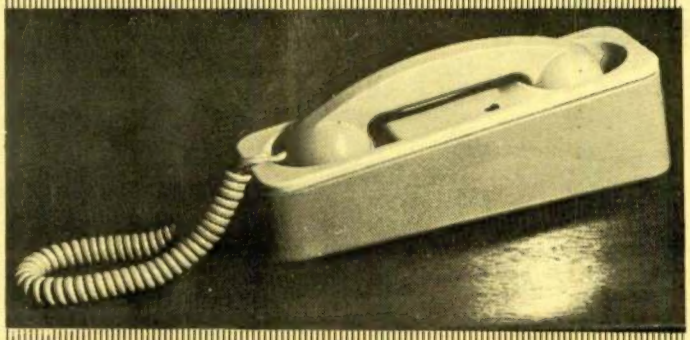
Telefone para encastrar com 8 chamadas mod. OKT 8 para intercomunicação Outros modelos para serviço de Porteiro Eléctrico





Central de mesa para porteiro. 60 linhas, de tipo normal a conversação secreta, modelo CP 60

Telefone de mesa com cordão extensível, e caixa metálica esmaltada à estufa, particularmente aconselhado para oficinas e utilizações industriais



JF

J.F. DE AZEVEDO E SILVA & C.ª L.DA

Rua S. Francisco Sales, 2 Telef. 654165 · Lisboa-1

850 esc.

CARACTERÍSTICAS: Tubo de aço, articulado em qualquer posição, várias inclinações, fàcilmente transportável, não ocupa espaço quando fechado, pranchela de 1,20 × 0,80 de madeira, em tela. Pintura de estufa.

Em exposição, outros modelos de madeira e metálicos e todo o material de consumo e equipamento de desenho, escritório e papelaria

Distribuidores exclusivos, em Lisboa, do estirador da ***Fábrica Olaio***

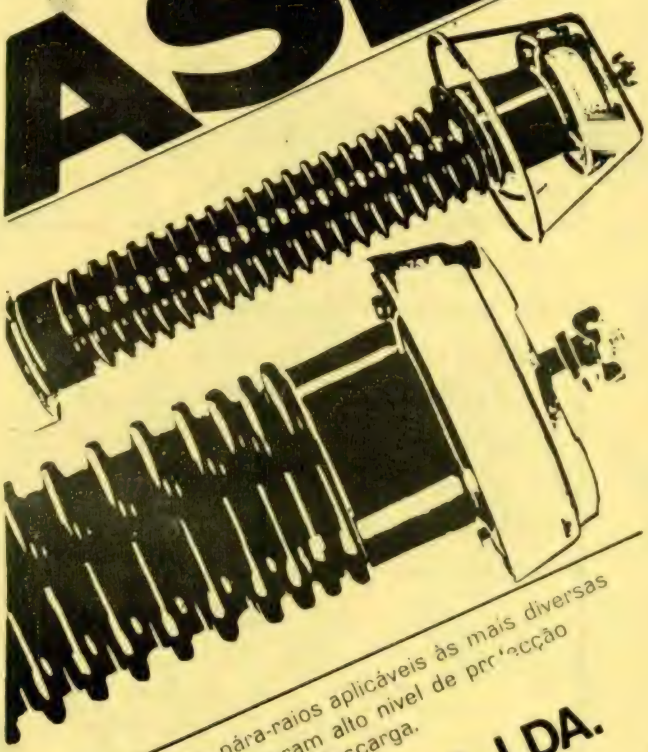
J. J. SILVA & IRMÃO, LDA.

rua silva carvalho 232-b · lisboa · telefone **652750 / 680671**

MARCA · A.E.4

Uma força criadora no domínio da electricidade

Pára-raios ASEA



Diversos tipos de pára-raios aplicáveis às mais diversas instalações que asseguram alto nível de protecção e elevada capacidade de descarga.

ASEA ELÉCTRICA LDA.

Estrada do Prior Velho
Tel. 251110 1*
SACAVÉM

R. do Campo Alegre, 144
Tel. 62106/7
PORTO

O EMPREGO DO CIMENTO BRANCO...

permite acabamentos mais perfeitos, mais duradouros e muito mais económicos

Estude a vantagem do emprego do

CIMENTO BRANCO LUSO

Consulte os distribuidores gerais

No Sul: **SCIAL** — T. do Corpo Santo, 15 — Telef. 66 61 86 — Lisboa
No Norte: **SCIAL** — R. do Bonjardim, 205 — Telef. 2 5779 — Porto

POSTES DE BETÃO PARA LINHAS ELÉCTRICAS
MOSAICOS E AZULEJOS
COLUNAS PARA ILUMINAÇÃO PÚBLICA
MANILHAS PARA ESGOTOS

SOCIEDADE PORTUGUESA **Carvam**

RUA D. ESTEFÂNIA, 94-A-LISBOA-1 -TELEF. 47812-50129

SONDAGENS RÓDIO, L.DA

LISBOA

RUA DE S. BENTO, 644-3.º

Telefones: 68 80 96/7/8 ✦ Telegramas: SETANSOL

RODIO

SONDAGENS GEOLÓGICAS
ESTUDOS GEOTÉCNICOS
ESTACAS GUNITA
CAPTAÇÃO DE ÁGUAS
CONGELAÇÃO DO TERRENO
IMPERMEABILIZAÇÃO DE OBRAS HIDRÁULICAS
CONSOLIDAÇÃO DE FUNDAÇÕES
ABAIXAMENTO DO LENÇOL DE ÁGUA

—//—

Engenheiro Consultor: **Walter Weyermann**

- SOLDADURA ELÉCTRICA
- MATERIAL DE PROTECÇÃO

Aparelhagem de medidas eléctricas

- indicadora
- reguladora
- registadora

J. ROMA, L.DA

P. da Figueira, 12, 1.º — LISBOA Tel. 865151

P. do Município, 309-6.º S. 3 — PORTO Tel. 0236732

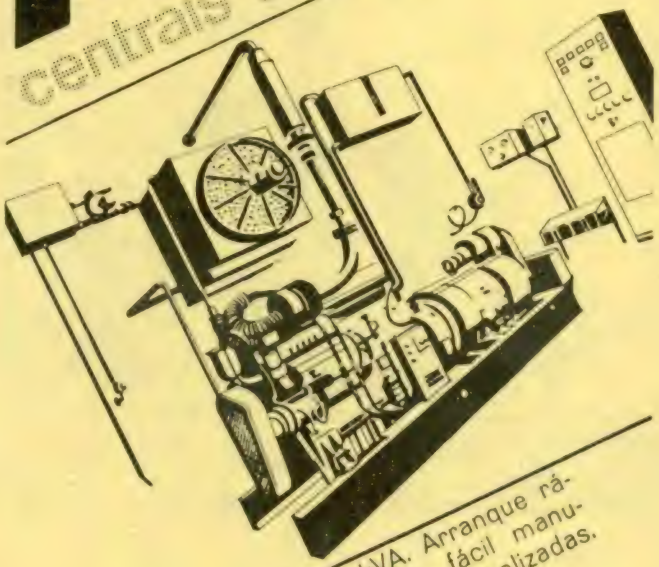
MARCA AE 7

Uma força criadora no domínio da electricidade

Grupos Electrogéneos

ASEA

centrais de emergência



Normalizados de 20 a 200 kVA. Arranque rápido e seguro, alto rendimento, fácil manutenção. Avarias automàticamente sinalizadas. Entregas rápidas, assistência garantida.

ASEA ELÉCTRICA LDA.

Estrada do Prior Velho
Tel. 2511101*
SACAVÉM

R. do Campo Alegre, 144
Tel. 62106/7
PORTO

WABCO

WESTIN'GHOUSE
AIR BRAKE COMPANY

Construction Equipment Division
Peoria (Illinois) 61601

MOTO-SCRAPERS AUTO-CARREGADORES

CAPACIDADE DE 11, 21 E 31 JARDAS CÚBICAS

NÃO NECESSITA DE TRACTOR PARA EMPURRE!
UMA SÓ MÁQUINA... UM SÓ OPERADOR...

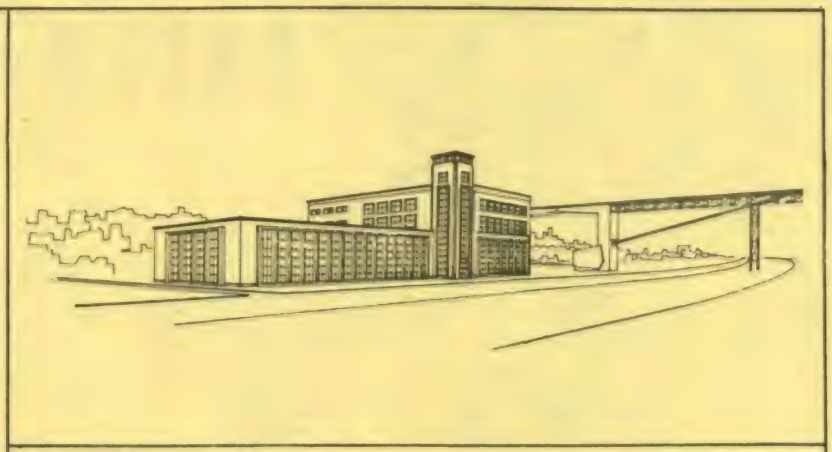
Escarifica... Carrega... Transporta... Descarrega... Em terrenos de toda a natureza!

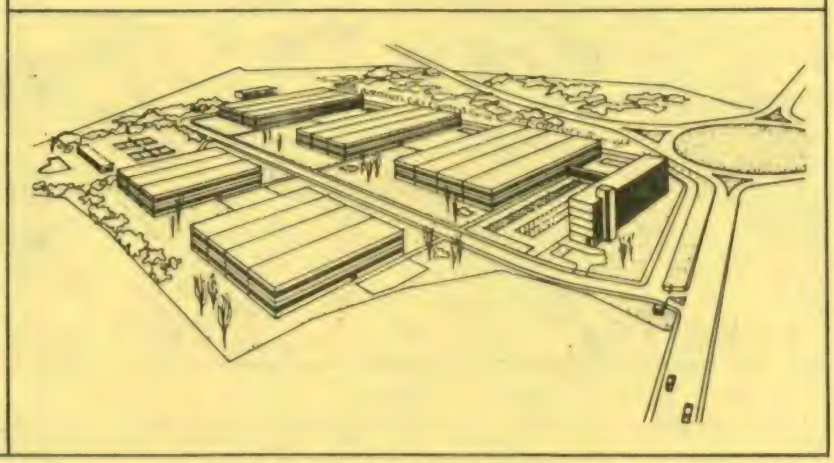
DISTRIBUIDOR EXCLUSIVO

GUEDES & ALMEIDA LDA.

Rua Áurea, 181-2.° — LISBOA-2 — TELEFS. 32 50 80 e 32 78 45

Através das suas organizações de: LISBOA • LUANDA LOBITO • NOVA LISBOA e Agências de: PORTO, GUINÉ, S. TOMÉ E PRÍNCIPE e CABO VERDE fornecerá todos os elementos técnicos, para criteriosa escolha, assistência técnica e sobresselentes.
A1-a





O CRESCIMENTO COMO FACTOR DE DESENVOLVIMENTO

Tal como as árvores, quando bem cuidadas, criam raizes, crescem, ramificam-se e dão bons frutos, assim as empresas, quando bem dirigidas, definem uma posição, desenvolvem-se, diversificam as suas actividades e lançam nos mercados produtos de alta qualidade.

A Standard Eléctrica, pioneira da indústria das Telecomunicações e Electrónica em Portugal, que em 1932 não dispunha de mais de uma escassa dezena de empregados, conta hoje com mais de 2200 pessoas nas suas fábricas de Lisboa, Cascais e Luanda. O ritmo de crescimento e expansão tem sido de tal modo elevado que o volume de vendas passou de 30 000 contos em 1957 para 300 000 em 1967, prevendo-se que em 1970 a produção total da Standard Eléctrica atinja o valor de 1 500 000 contos, dos quais 1 000 000 se destinam à exportação.

A Standard Eléctrica é, pois, um valor positivo na indústria nacional, que tem como base o elevado nivel técnico e profissional e ainda o magnífico esforço de todos os que nela trabalham.

Standard Eléctrica

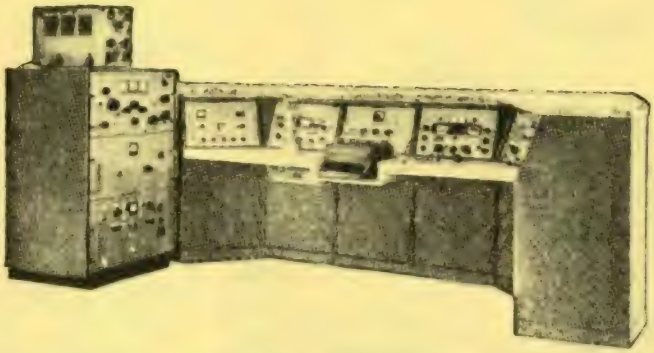
ITT

PARA COLAGEM DE TACOS DE MADEIRA USE:

Também próprio para:
impermeabilizar terrenos,
paredes, fundações, etc.

FÁBRICA EM SACAVÉM

RUA FILIPE FOLQUE-10 ''— LISI A
TELEF. 53 01 56 —TELEG EPA' DA-LISI A



Comunicações

equipamentos
e sistemas completos

- Cuidadosamente projectados
- Amplamente experimentados
- Completamente integrados

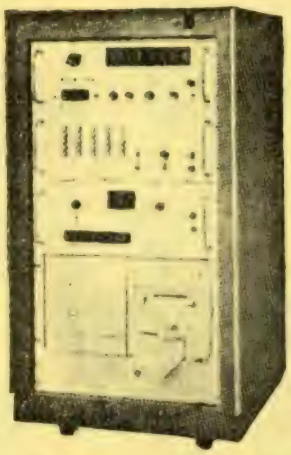
THE TECHNICAL MATERIEL CORPORATION

HEWLETT hp PACKARD

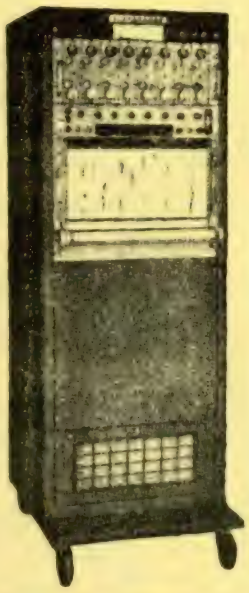
aparelhagem electrónica de medida e registo

Osciloscópios, Oscilógrafos, Voltímetros electrónicos, Geradores de sinal, Contadores electrónicos, Registadores digitais, Fontes de alimentação

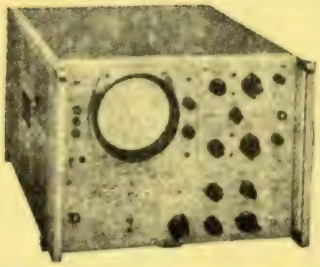
Registador digital Dymec



Registador Sanborn

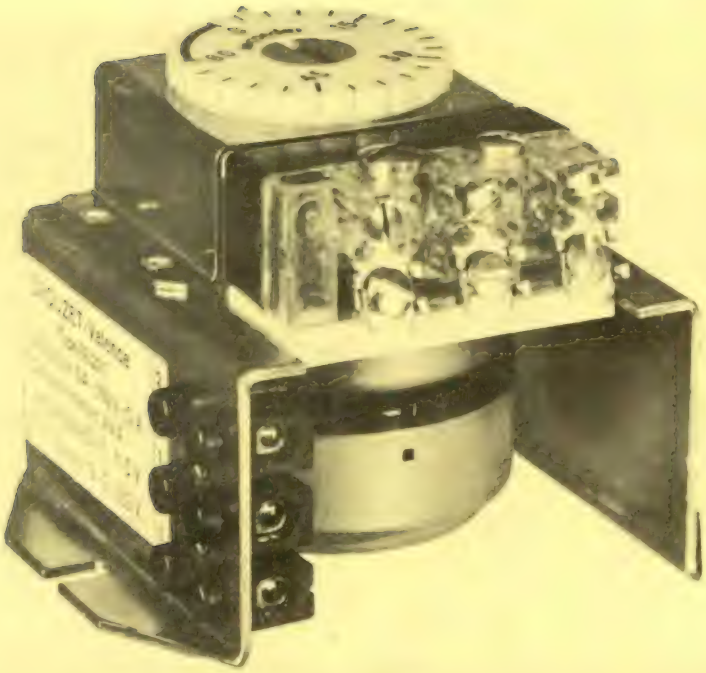


Osciloscópio HP



Contador Electrónico HP

TELECTRA EMPRESA TECNICA DE EQUIPAMENTOS ELECTRICOS, S.A.R.L.



TEMPORIZADOR MINIATURA
CROUZET

O temporizador miniatura Crouzet da série 88 221 é particularmente indicado para aplicações em que o preço e o tamanho são factores importantes.

Apresenta:

- Custo reduzido
- Pequenas dimensões
- Rearme automático
- Gamas de 0,5 a 120 seg.
- Contactos de grande capacidade
- Motor síncrono

ELECTROTÉCNICOS REUNIDOS, LDA.
AV. DUQUE D'AVILA, 66, 3.º TELEF 41161/5

técnica

NUMERO 382 NOVEMBRO DE 1968 ANO XLIII VOL. XXXI PUBLICAÇÃO MENSAL

C. D. U. 669.15.28 — 194

INFLUÊNCIA DO MOLIBDÉNIO NOS AÇOS VAZADOS E FERROS FUNDIDOS

por F. J. MARATRAY
Ingénieur métallurgiste, Climax Molybdenum Company (Paris) (*)

RESUMO

O autor refere-se à influência do molibdénio como elemento de liga dos ferros fundidos e aços vazados, em particular sobre os estados de equilíbrio e as transformações físico-químicas, conferindo aos materiais citados propriedades físicas e mecânicas que lhes permitem satisfazer as condições de utilização específicas.

SYNOPSIS

The Auther reports the influence of molybdenum as an alloying element of cast iron and steel, with particular emphasis on the equilibrium states and physico-chemical transformations, and stresses the resulting improved physical and mechanical properties that give those materials a wider range of specific technical application.

I — INTRODUÇÃO

O fim deste artigo é fazer uma revisão do papel do molibdénio como elemento de liga nos aços vazados e nos ferros fundidos.

Depois de recordar a influência do molibdénio sobre os estados de equilíbrio e as transformações físico-químicas, estudar-se-á como este elemento confere a estes materiais as características físicas e mecânicas que lhes permitem satisfazer as condições de trabalho a que se destinam.

II — INFLUÊNCIA DO MOLIBDÉNIO NO SISTEMA FERRO-CARBONO

a) *Influência sobre os estados de equilíbrio*

O molibdénio tende a contraír a zona γ (fig. 1); em consequência, o ponto A_3 sobe e a composição do eutectóide é deslocada para um teor mais baixo em carbono; sob este aspecto (fig. 2),

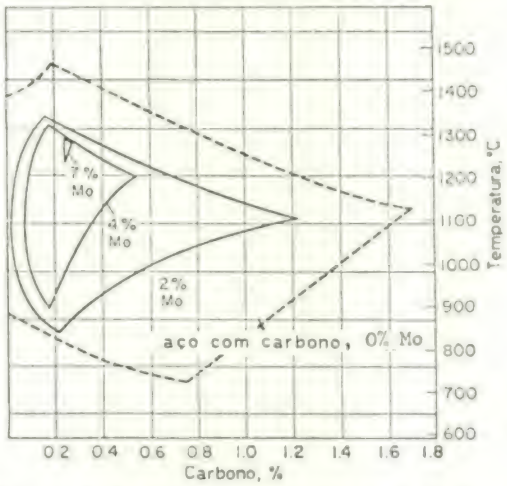


Fig. 1 — Influência do molibdénio sobre a fase γ segundo Takëi

(*) Segundo a conferência proferida a 2 de Maio de 1968, na Ordem dos Engenheiros, em Lisboa, integrada na acção de Formação do Instituto Nacional de Investigação Industrial.

o molibdénio é um dos elementos de liga mais activos.

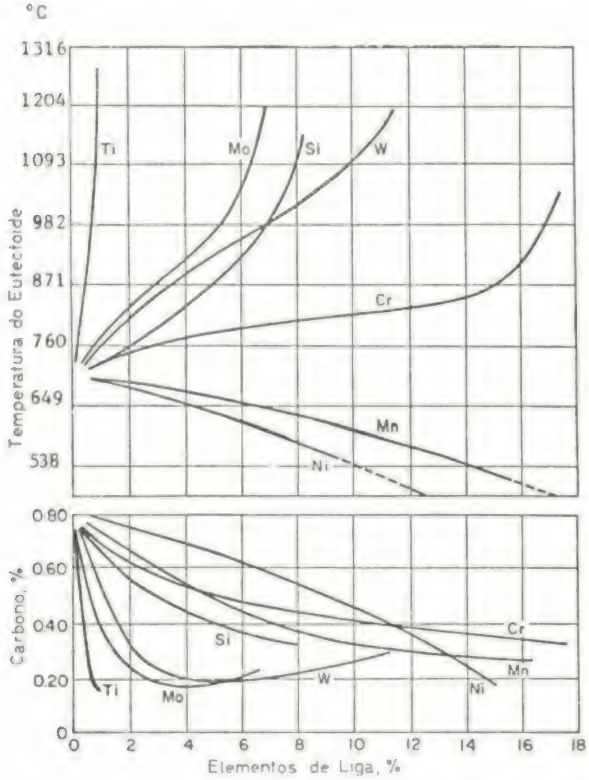


Fig. 2 — Influência dos elementos de liga sobre a posição do eutectóide

Nos aços pobres em molibdénio penetra simultâneamente na austenite e nos carbonetos (fig. 3); até um teor da ordem de 3 %, na cementite. Quando o teor em molibdénio sobe a cerca de 3,3 %, formam-se outros tipos de carbonetos, por exemplo, a 700 °C no sistema Fe-Mo-C, encontram-se:

a) — O carboneto ω de fórmula M_6C que contém de 30 a 60 % Mo { Cúbica faces centradas

b) — O carboneto Θ de fórmula M_2C que contém 70 % Mo { Hexagonal compacta

c) — O carboneto K de fórmula $M_{23}C_6$ que contém de 4,5 a 13,5 % Mo { Cúbica de faces centradas

Note-se também que o carboneto MC foi encontrado e que igualmente aparece o carboneto M_8C_b, de composição ainda discutida, nos aços contendo 1 a 2 % de molibdénio. Os carbonetos $M_{23}C_6$ e M_8C_b são carbonetos de transição que tendem a transformar-se no carboneto M_6C.

Em presença de outros elementos de liga geradores de carboneto, quando o carboneto formado é do tipo daqueles que pertencem ao sistema Fe-Mo-C, o coeficiente de repartição do molibdénio entre a fase γ e a fase carboneto modifica-se e, eventualmente, se o carboneto formado é doutro tipo, o molibdénio pode entrar, conforme o seu teor nominal, em maior ou menor quantidade neste carboneto. Por exemplo, o carboneto M_7C_3 do sistema Fe-Cr-C pode conter até 6 % de molibdénio.

Para os teores em carbono elevados, isto é, no caso de ferros fundidos em que a solidificação começa pela formação de carboneto ou grafite, o molibdénio, devido à sua acção carburigénia, favorece a têmpera primária. A figura 4 mostra o efeito do molibdénio em comparação ao dos outros elementos. Pode ver-se que a sua moderada

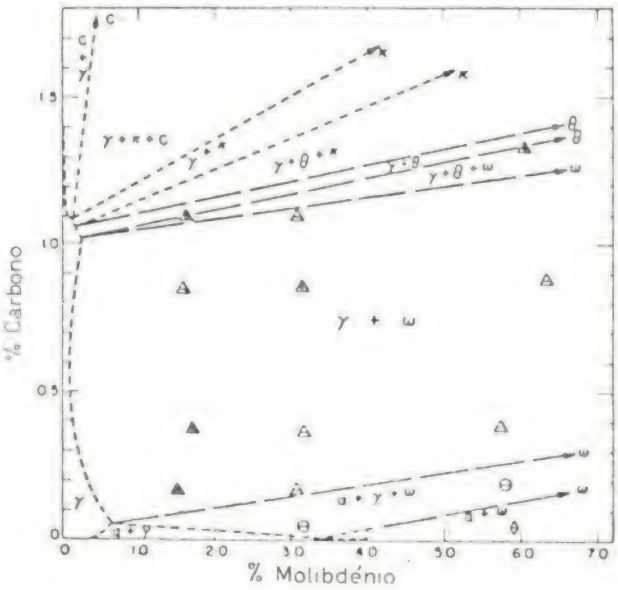
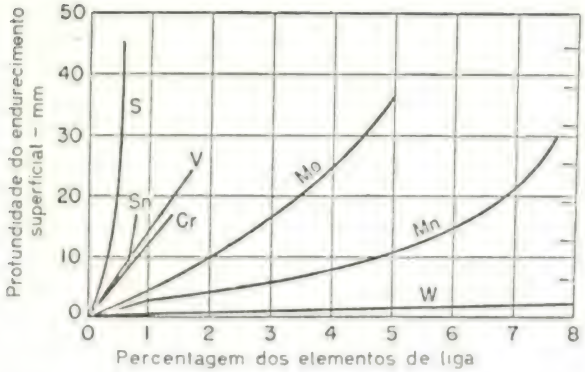


Fig. 3 — Corte isotérmico a 925 °C do Sistema Fe — Mo — C.
Legenda: ω = M_6C θ = M_2C K = $M_{23}C_6$

acção é cerca de um terço da do crómio. Quando o teor em elementos carburigénios é insuficiente para evitar a formação da grafite, o molibdénio afina a sua estrutura; esta propriedade tem muito interesse, pois permite obter características mecânicas elevadas em ferros fundidos cinzentos.



Elementos grafitizantes:
S: + 1, Al: + 0,5, Ni: + 0,3, Cu: + 0,25 a + 0.35
Elementos antigrafitizantes:
Mn: — 0,25, Mo: — 0,35, Cr: — 1, V: 2 a 4

Fig. 4 — Influência dos elementos de liga sobre a têmpera primária dos ferros fundidos

Assinale-se, a título informativo, que o molibdénio e o ferro podem formar um composto intermetálico Fe_3Mo_2 que, porém, nunca figura nas ligas de que se vai tratar.

b) *Influência sobre a transformação da fase γ*

O molibdénio retarda a formação da ferrite no caso dos aços hipoeutectóides e do carboneto no caso dos aços hipereutectóides; a formação da perlite é fortemente retardada em todos os aços, actuando o molibdénio nas velocidades de germinação e crescimento.

A transformação bainítica é igualmente retardada, mas menos que a perlite, e inicia-se a temperaturas mais baixas; as duas zonas das curvas T. T. T. afastam-se e podem separar-se, havendo então a formação de dois «narizes».

Os outros elementos de liga têm, em geral, acções mais ou menos semelhantes, mas a sua coexistência aumenta a complexidade das interacções; é por isso que uma mesma adição de 0,3 % de molibdénio atrasa duas vezes mais a decomposição da austenite dum aço com 3 % de níquel que a dum aço com 1 % de níquel.

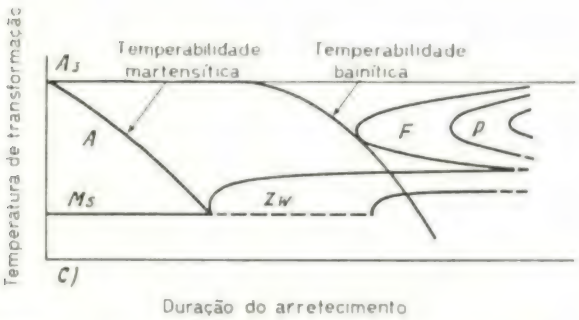


Fig. 5 — Temperabilidade mortensítica e bainítica

c) *Influência sobre a temperabilidade*

Diferentes critérios podem ser considerados para caracterizar a aptidão à têmpera (fig. 5). Os de maior interesse são a velocidade crítica de têmpera que permite obter uma estrutura inteiramente martensítica e a velocidade crítica de têmpera que conduz a uma estrutura bainítica insenta de ferrite.

— *Temperabilidade martensítica*

Grossmann estabeleceu uma fórmula que permite, por meio da análise e do ensaio de profundidade de têmpera Jominy, determinar o diâmetro de uma barreta que, depois de temperada, tivesse 50 % de martensite no interior. Esta fórmula, que admite numerosas hipóteses simplificativas, só é utilizável para diâmetros entre 10 e 75 mm, aproximadamente.

Não se discutirá aqui o valor da fórmula de Grossmann, aproveitando apenas os elementos que permitem caracterizar a influência relativa dos elementos de liga sobre a temperabilidade martensítica.

Moser e Legat estabeleceram que o diâmetro crítico ideal D_i do aço que recebeu a adição de x % de elemento de liga podia escrever-se

$$D_i = D_{io}\ B^{(x\%)}$$

A temperabilidade depende, portanto, do diâmetro crítico inicial D_{io} do aço sem adição, que depende do teor em carbono, da grossura do grão e do teor em martensite pretendido; o efeito devido à grossura do grão depende ele próprio dos teores em carbono e em elementos de liga e da quantidade de produtos não martensíticos.

A influência dum elemento de liga é caracterizada pelo valor do coeficiente B. A figura 6 mostra que este coeficiente é tanto mais elevado quanto maior for o raio atómico. O diâmetro atómico relativamente importante do molibdénio situa este elemento entre os mais eficazes.

A relação entre o volume atómico e a influência dos elementos de liga sobre a aptidão à têmpera

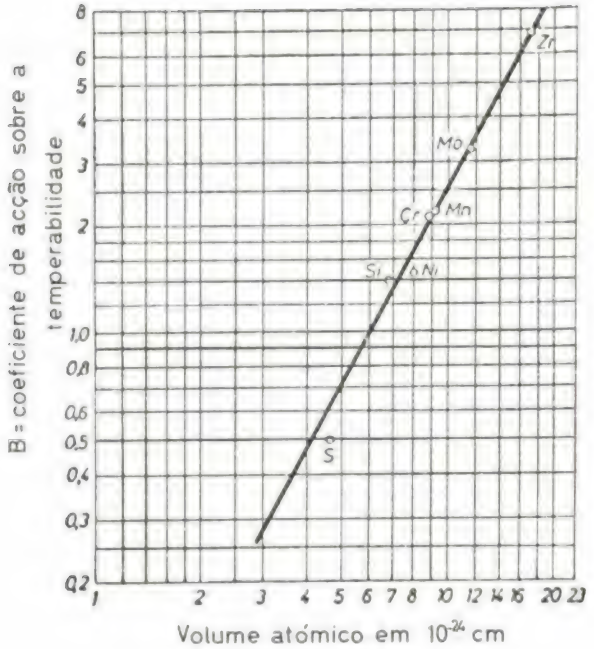


Fig. 6 — Relação entre o coeficiente de temperabilidade e o volume atómico do elemento de liga

pode explicar-se pela dificuldade que impõe ao mecanismo de difusão durante a decomposição da austenite.

A temperabilidade do ponto Ms, temperatura à qual se inicia a transformação martensítica, é relativamente pouco afectada pelo teor em molibdénio.

$$Ms\ (^{\circ}C) = 561 - 574\ (C\ ^{0}/_{0}) - 33\ (Mn\ ^{0}/_{0}) - 17\ (Cr\ ^{0}/_{0}) - 21\ (Mo\ ^{0}/_{0})$$

— *Temperabilidade bainítica*

Comon, Martin e Bastien estabeleceram, tendo em conta numerosos dados estatísticos e seguindo

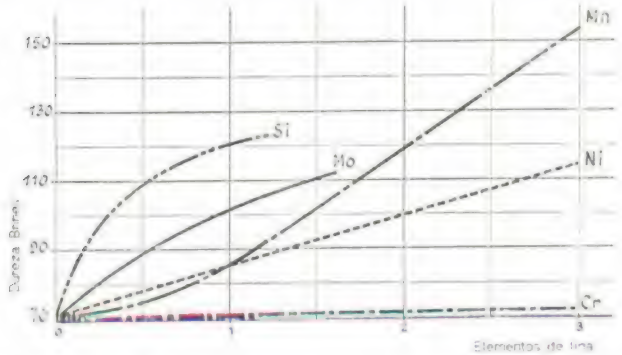


Fig. 7 — Acção dos elementos sobre o endurecimento da ferrite

de perto a realidade industrial, que a velocidade crítica de arrefecimento originando apenas bainite podia ser representada pela relação

$$\text{Log } V_c\ (^{\circ}C/h) = 3{,}7 + \frac{0{,}955}{0{,}16 + C\ ^{0}/_{0}} - 0{,}965\ Mn\ ^{0}/_{0} - 0{,}751\ Ni\ ^{0}/_{0} - 0{,}540\ Cr\ ^{0}/_{0} - 1{,}960\ Mo\ ^{0}/_{0}$$

Os limites de validade desta fórmula são os seguintes:

$$0{,}1 \leq C\ ^{0}/_{0} \leq 0{,}5$$
$$0{,}3 \leq Mn\ ^{0}/_{0} \leq 1{,}4$$
$$Ni\ ^{0}/_{0} \leq 4$$
$$Cr\ ^{0}/_{0} \leq 4{,}5$$
$$Mo\ ^{0}/_{0} \leq 1{,}0$$

d) *Influência sobre as características mecânicas dos produtos de transformação*

O molibdénio dissolve-se no ferro α aumentando os parâmetros da malha, donde resulta um endurecimento da ferrite e um aumento de temperatura de recristalização. A fig. 7 mostra o endurecimento obtido pela dissolução de diferentes elementos de liga.

O mecanismo de endurecimento das estruturas bainíticas é muito complexo e ainda não com-

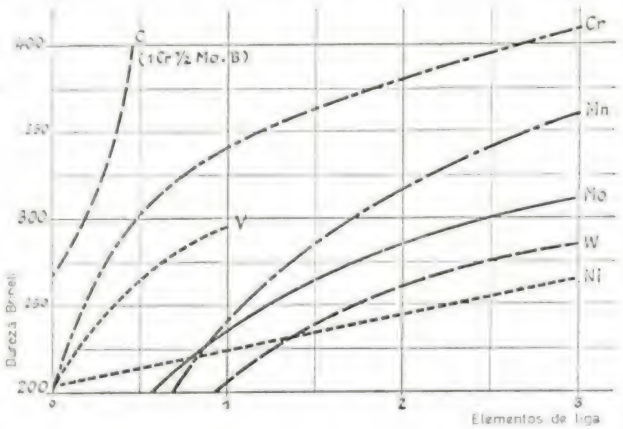


Fig. 8 — Acção dos elementos sobre o endurecimento da bainite (aço ½ Mo-B).* (12)

pletamente conhecido. Depende, entre outros factores, da finura da microestrutura e do número e repartição dos carbonetos. A fig. 8 mostra a influência individual dos elementos de liga.

Comon, Martin e Bastien estabeleceram a fórmula seguinte para determinar a resistência das estruturas bainíticas:

$$R\ (Kg/mm^2) = 233{,}8 + 48{,}6\ C\,\% + 4{,}11\ Mn\,\% + 3{,}43\ Ni\,\% + 2{,}96\ Cr\,\% + 14{,}16\ Mo\,\% + 50{,}5\ V\,\% - 0{,}304\ \theta^{o}$$

θ^{o} — temperatura do revenido

No estado temperado sem revenido, os elementos de liga têm relativamente pouco efeito sobre a dureza da martensite. Indica-se (fig. 9) para as adições inferiores a 4 % um aumento de dureza da ordem de 100 a 150 Vickers.

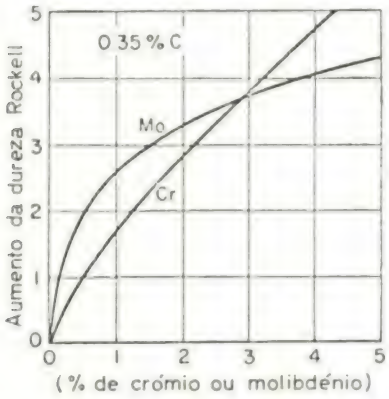


Fig. 9 — Efeito do molibdénio e do crómio sobre a dureza da martensite dum aço com 0,35 % de carbono

e) *Influência sobre o revenido*

O revenido provoca a transformação de martensite tetragonal em martensite cúbica, a precipitação, o engrossamento e a esferoidização do carboneto de ferro e a formação de carbonetos especiais. Os fenómenos desenrolam-se em quatro fases, que, conforme a composição, se interpenetram mais ou menos. A quarta fase, que se situa entre 400 e 700°C, diz respeito ùnicamente aos aços de liga; nesta zona de temperatura, o elemento de liga da austenite difunde-se na cementite que, uma vez suficientemente enriquecida, se transforma num carboneto do elemento de liga.

O enriquecimento pode prosseguir, observando-se numerosos carbonetos de transição antes do carboneto de equilíbrio.

Uma vez que a substituição do ferro no carboneto pelos átomos dos elementos de liga é gradual, o endurecimento não é apreciável, mas quando o carboneto de ferro desaparece e antes que apareça um novo carboneto por germinação coerente com a matriz, observa-se um endurecimento considerável, conhecido por endurecimento secundário. A fig. 10 dá como exemplo o endurecimento secundário devido ao molibdénio, em que o carboneto Fe_3C foi substituido por Mo_2C.

f) *Influência sobre a fragilidade após o revenido*

Consideram-se 4 casos de fragilidade devidos ao revenido:

1/ a fragilidade de revenido da martensite

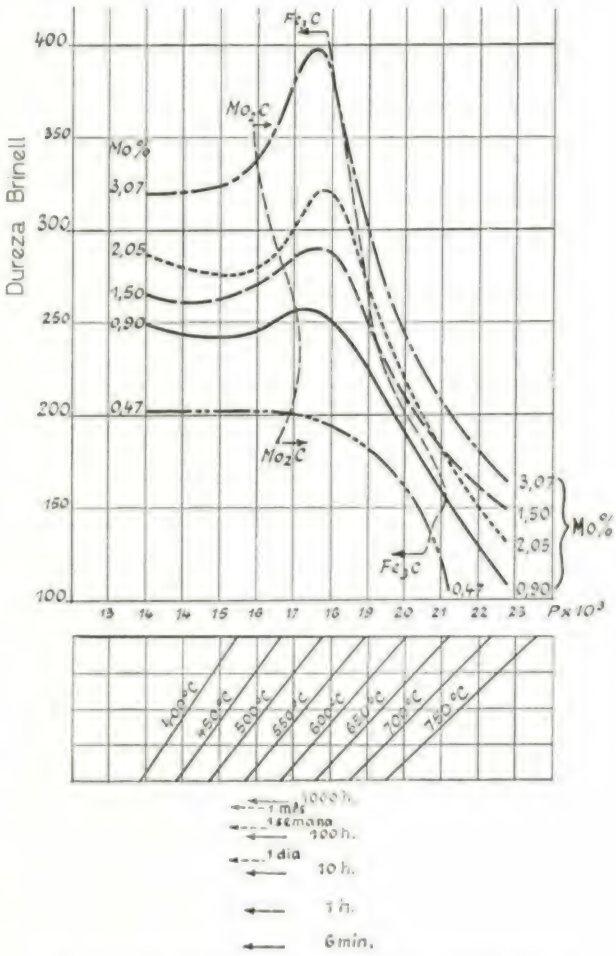


Fig. 10 — Influência de molibdénio sobre a dureza e evolução dos carbonetos durante o revenido dos aços normalizados *(12).
(A escala das abcissas permite associar os efeitos do tempo e de temperatura)

2/ a fragilidade de revenido reversível (doença de Krupp)
3/ a fragilidade de revenido irreversível de alta temperatura
4/ a degradação devida aos revenidos sucessivos que isoladamente não têm acção nefasta.

O primeiro caso, que surge após um revenido entre 200 e 400°C, parece ser devido à precipitação de plaquetas de cementite e às concentrações de ferrite nas juntas dos grãos, que originam roturas intergranulares.

O segundo caso, que surge após espera ou arrefecimento lento na zona de 550 a 400°C, parece ser devido à segregação de átomos solúveis nas juntas dos grãos. O antimónio, o fósforo, o enxofre, o estanho e o arsénio sensibilizam o aço para este tipo de fragilidade e todos os elementos de liga a favorecem, com excepção do molibdénio, que atrasa a sua cinética (fig. 11).

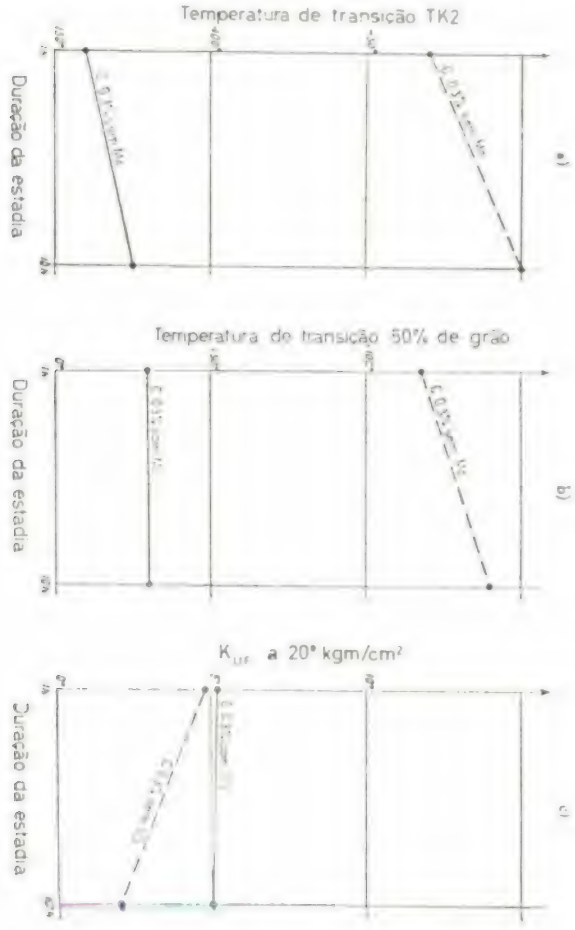


Fig. 11 — Influência de duração do revenido a 550° sobre a fragilidade; influência do carbono e do molibdénio

O terceiro caso surge nas peças muito grandes após arrefecimento lento, podendo o molibdénio, acima de 0,3%, aproximadamente, provocar uma maior fragilidade que aumentaria com o seu teor. O fenómeno, diferente da doença de Krupp, poderá ser devido a uma interacção com os elementos fragilizantes e a uma transformação dos carbonetos.

O quarto caso não é talvez um caso especial e pode incluir-se nos segundo e terceiro casos; as acções conjugadas da temperatura e do tempo podem dar início às precipitações nas juntas dos grãos.

III — UTILIZAÇÃO DOS AÇOS E DOS FERROS COM MOLIBDÉNIO, SEGUNDO AS SUAS CARACTERÍSTICAS FUNCIONAIS

A influência do molibdénio sobre a microestrutura e sobre as propriedades físicas e mecânicas dos aços e dos ferros fundidos permite modificar as suas propriedades e adaptá-los o melhor possível às condições de trabalho.

a) *Resistência às solicitações estáticas e dinâmicas, à temperatura ambiente*

Os orgãos de máquinas e os materiais são submetidos em serviço a tensões estáticas, a tensões cíclicas de fadiga e choques.

O material deve, portanto, possuir a resistência favorável às condições de trabalho e o papel dos elementos de liga é, tendo em conta o traçado da peça, garantir a profundidade de têmpera e a resistência e tenacidade necessárias ao comportamento da peça em serviço.

Cada caso é um caso especial e neste estudo não é possível apresentar quaisquer directrizes; também apenas se darão algumas indicações sobre os tipos de aços vazados utilizados nos E.U.A. e sobre os ferros fundidos com molibdénio.

1. Aços vazados

O quadro I dá as características mecânicas impostas pelos diferentes organismos e sociedades americanas para os aços vazados de elevada resistência. A composição química nem sempre é imposta pelo cliente, sendo deixada à escolha do construtor. O quadro II indica os tipos mais correntes.

As aplicações são muito variadas (cambotas de bombas, pontes trazeiras de máquinas de movimentação de terras, ganchos de reboques, eixos de rodas, etc.).

2. Ferros fundidos de liga

Ferros fundidos perlíticos com grafite lamelar

Por meio de afinação da grafite e endurecimento da perlite, o molibdénio aumenta a resistência mecânica e a tenacidade dos ferros fundidos perlíticos com grafite lamelar. Uma adição de 0,1 % aumenta a resistência à tracção de cerca de 1 kg/mm² e a dureza Brinel de 5 unidades. A resistência ao choque aumenta notàvelmente, como mostra o quadro III. A fig. 12 mostra um exemplo de aplicação — corpo de bomba — ferro fundido perlítico com grafite lamelar com 2,8 - 3 % de carbono e 0,5 - 0,8 % de Mo, de dureza 230 - 270 Brinell.

Fig. 12 — Corpo de bomba em ferro fundido perlítico de grafite lamelar com molibdénio

Ferros fundidos perlíticos com grafite nodular

Nos ferros fundidos com grafite esferoidal e matriz perlítica, o molibdénio aumenta apreciàvelmente o limite de elasticidade. O quadro IV ilustra o efeito duma adição de 0,5 % de molibdénio sobre um ferro fundido com grafite esferoidal estabilizada a 900 °C e revenida a 595 °C para obter a mesma resistência à tracção do ferro fundido de base; o limite de elasticidade aumenta cerca de 30 %.

Ferros fundidos tratados térmicamente

Podem obter-se resistências mais elevadas após tratamento térmico; o molibdénio aumenta a aptidão à têmpera da matriz. A fig. 13 ilustra esta influência sobre a temperabilidade Jominy dos ferros fundidos nodulares com percentagens crescentes de molibdénio.

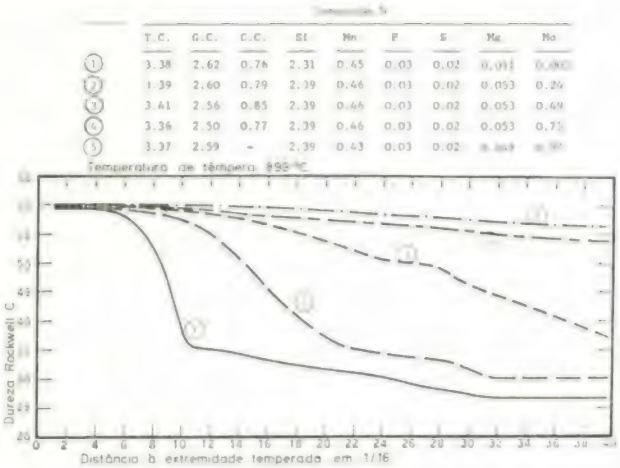


Fig. 13

Com composições convenientes, pode obter-se um ferro fundido autotemperado no interior da massa ou à superfície, por têmpera superficial. Chavy propôs um ferro fundido autotemperante com 3,5 % C — 1 % Mn - 0,5 - 1 % Mo — 2,5 - 4 % Ni que pode ser amaciado para maquinar e tornado a tratar por têmpera ao ar a 850 °C. Modificando ligeiramente a composição, a difusibilidade térmica no interior da massa da peça é suficiente para assegurar a têmpera após aquecimento superficial com maçarico. A fig. 14 dá um exemplo da aplicação numa roda de corrente tipo Galle.

Ferros fundidos aciculares

Os ferros fundidos aciculares apresentam melhor tenacidade que os ferros fundidos perlíticos ou martensíticos temperados. A microestrutura destes ferros fundidos é uma bainite cuja estrutura acicular da ferrite tem um aspecto morfológico um tanto diferente das estruturas bainíticas dos aços, por causa das elevadas temperaturas de austenização associadas à solidificação.

O molibdénio e o níquel, e, por vezes, o cobre, são os elementos de liga geralmente utilizados para obter estes ferros fundidos.

Fig. 14 — Roda de cadeia Galle em ferro fundido autotemperante com Mn — Ni — Mo temperado com maçarico (Fábrica Chavy)

A fig. 15 mostra a relação entre o par Mo–Ni e a espessura da moldação, para obter uma matriz acicular com um ferro fundido de 3,8 % de carbono equivalente. As composições utilizadas na prática industrial estão indicadas no quadro V.

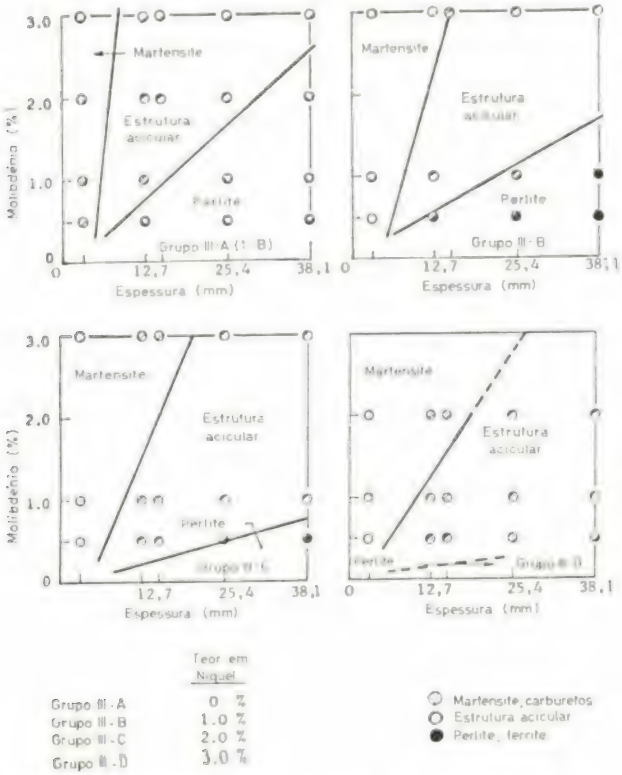


Fig. 15 — Relação entre o teor em molibdénio em níquel e a espessura e microestrutura dum ferro fundido

b) *Resistência ao desgaste*

Ferros fundidos aciculares

Os ferros fundidos são largamente utilizados nos órgãos de atrito das máquinas. Os ferros fundidos da alta resistência que acabamos de examinar e, sobretudo, os ferros fundidos aciculares têm numerosas aplicações devido à excelente resistência ao atrito das estruturas aciculares (fig. 16).

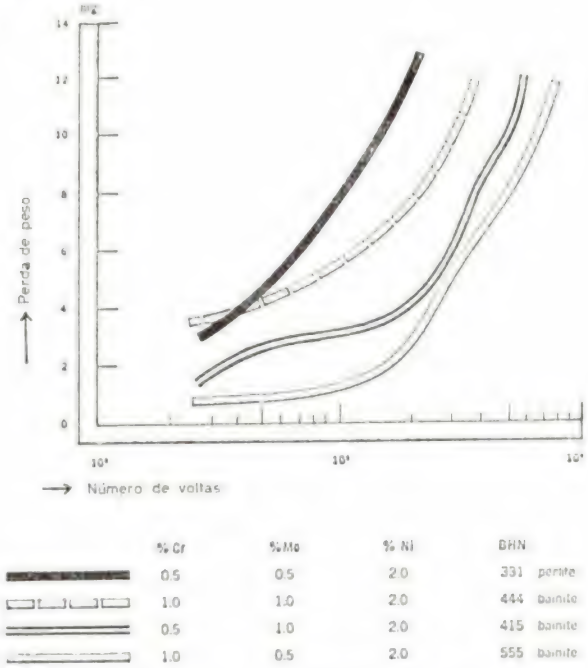


Fig. 16 — Resistência ao desgaste dos diferentes ferros fundidos aciculares

Ferros fundidos temperados sobre arrefecedor

Para certas aplicações, árvores de cames, varetas de válvulas, as partes deslizantes são vazadas em cima de um arrefecedor para evitar a formação de grafite e obter ledeburite; a matriz é, em seguida, eventualmente endurecida por têmpera superficial.

A título informativo, eis a composição dum ferro fundido duma árvore de cames dum automóvel:

C %	Si %	Mn %
3,3 — 3,6	2,7 — 2,7	0,6 — 0,9

P ⩽ 0,2 % S ⩽ 0,3 %

Cr %	Mo %
0,85 — 1,20	0,35 — 0,45

MAGUE

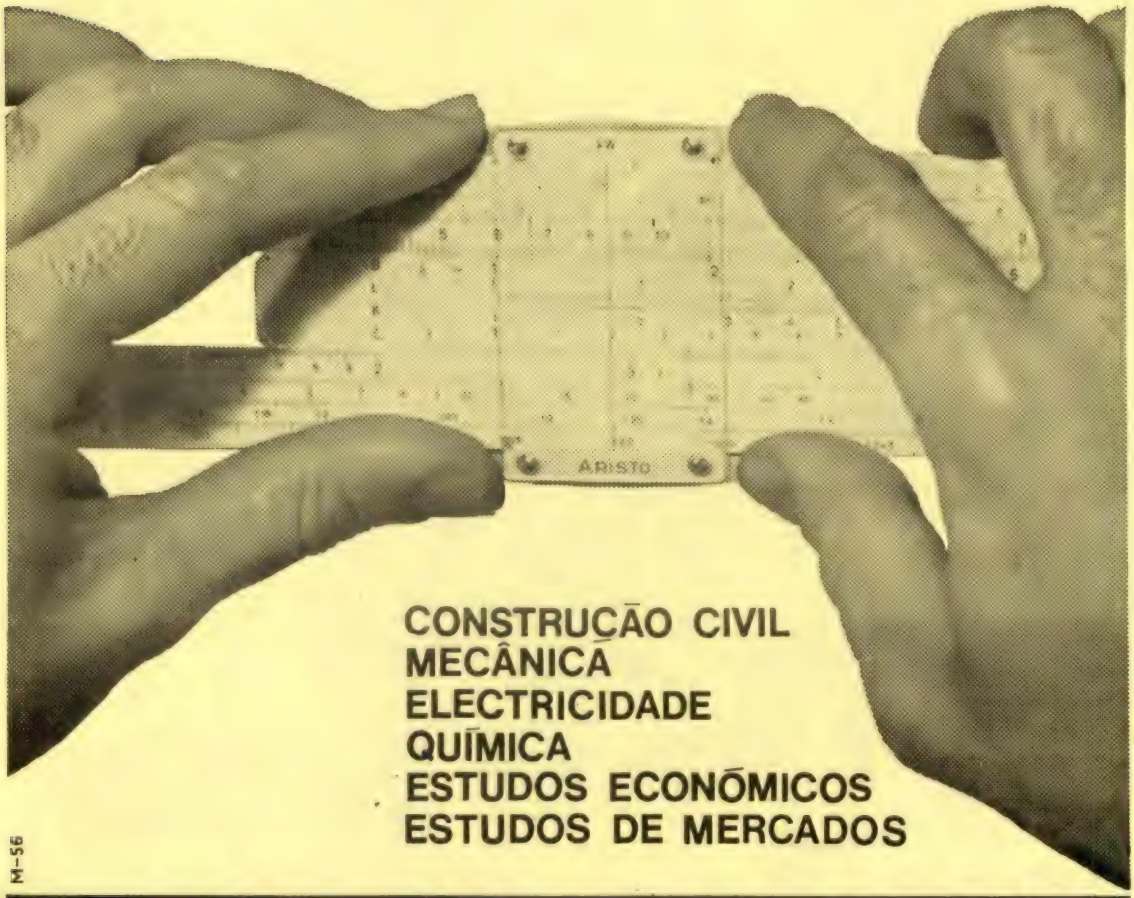
Ponte rolante eléctrica de 33t/15, 5x16, 85m em serviço nas instalações da Celulose Billerud, na Leirósa.

PONTES ROLANTES, GUINDASTES E APAR. DE ELEVAÇÃO ESPECIAIS	*Projecto e fabrico*
TURBINAS HIDRÁULICAS	*Fabrico segundo licença de A. C. M. de Vevey, S. A.*
TURBINAS A VAPOR	*Fabrico segundo licença de Brown Boveri, Cie.*
CALDEIRAS A VAPOR	*Projecto e fabrico segundo licença de Foster Wheeler, Co.*
EQUIPAMENTOS E INSTALAÇÕES INDUSTRIAIS	

CONSTRUÇÕES METALOMECANICAS **MAGUE** S.A.R.L

ALVERCA DO RIBATEJO — PORTUGAL

PROJECTOS COMPLETOS DE INSTALAÇÕES INDUSTRIAIS



M-56

LUSOTECNA

CONSULTORES TÉCNICOS INDUSTRIAIS, S A R L

R. PADRE A. VIEIRA, 26 - LISBOA - TEL. 688082/3

A MAIOR ORGANIZAÇÃO DO PAÍS QUE SE DEDICA EXCLUSIVAMENTE A ESTUDOS E PROJECTOS

c) *Resistência a quente*

Tratar-se-á agora dos materiais que devem resistir à fluência, à oxidação e aos choques térmicos.

Aços de fluência

A adição do molibdénio fornece a todos os aços uma resistência mecânica a quente que as figuras 17 a 18 põem em relevo. O mecanismo da resistência à fluência tem afinidade com a resistência à perda de dureza por revenido. Nos aços ferríticos, a resistência à fluência é devida ao bloqueamento das deslocações pelos carbonetos que constituem um obstáculo. O afastamento entre as partículas deve manter-se reduzido, isto é, não devem coalescer. Parece que o carboneto Mo_2C, após ter perdido a sua coerência com a matriz, mas mantendo-se bastante disperso, desempenha esse papel pelo endurecimento que impõe.

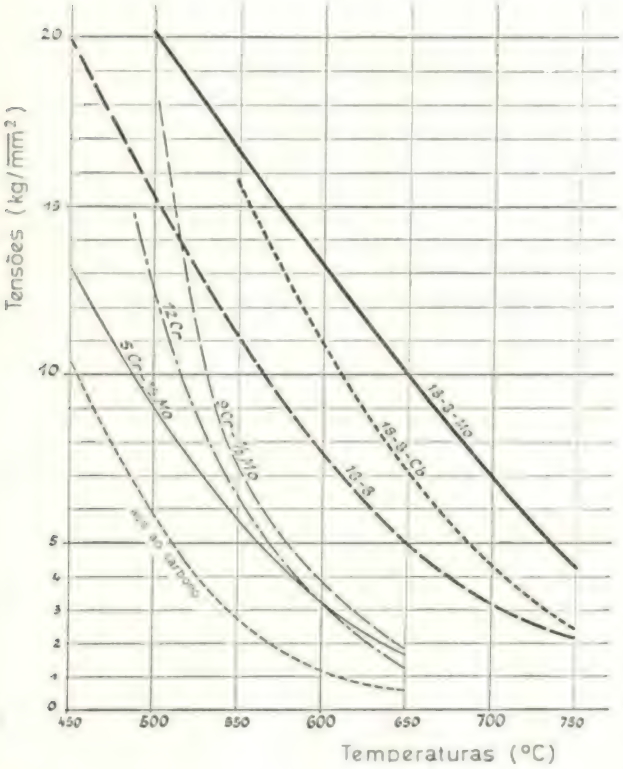


Fig. 17 — Influência do molibdénio sobre a resistência à fluência de alguns aços (1 % de alongamento em 10 000 h)

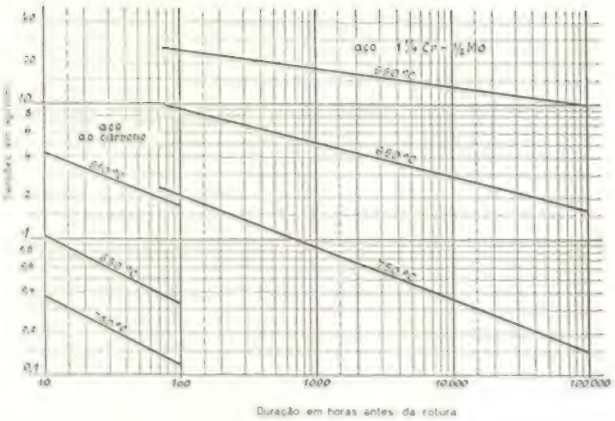


Fig. 18 — Influência do molibdénio sobre a duração antes da rotura a diversas temperaturas

Os aços mais correntemente utilizados são os seguintes:

Tipo	*Temperatura de trabalho*
C — 0,5Mo	420°C
0,5 com 1,25Cr — 0,5Mo	440°C
5Cr — 0,5Mo	500°C oxidação
1,0Cr — 1,0Mo — 0,3V	540°C
2,25Cr — 1Mo	550°C
10Cr — 2Mo — 0,3V	575°C
17Cr — 12Ni — 3Mo	T > 600°C

Ferros fundidos resistentes a quente (fluência e oxidação)

Alguns ferros fundidos são utilizados pela sua resistência à fluência mas em geral são submetidos simultâneamente a oxidação. O molibdénio aumenta muito a resistência à fluência mas não tem acção favorável na resistência à oxidação, portanto é preciso recorrer a outros elementos tais como o crómio, o silício e o alumínio, que formam à superfície uma camada de óxido aderente e refractária.

O ferro fundido nodular com matriz de ferrite + carbonetos com composição C = 3,2 %, Si = 4,0 %, Mo = 2,0 %, Al = 1 %, possui uma resistência à fluência a 650 - 800°C (fig. 19) melhorada pela presença do molibdénio e uma excelente resistência à oxidação devida ao seu teor elevado em silício e à presença de alumínio.

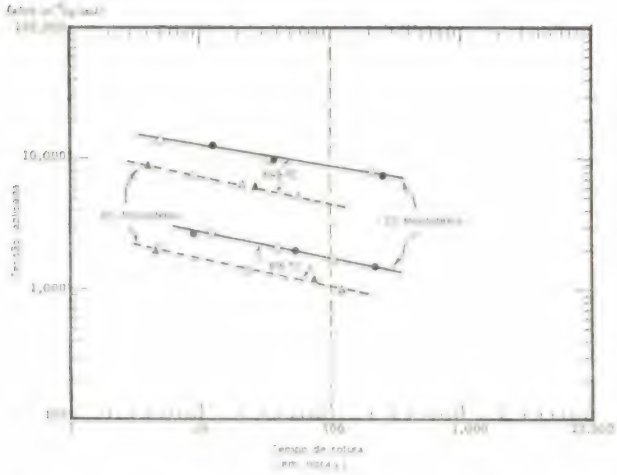


Fig. 19 — Influência do molibdénio sobre a tensão de rotura à fluência a 650 e a 816 °C dum ferro fundido nodular com 4 % Si e 1 % Al

Resistência aos choques térmicos

Em determinadas aplicações, maxilas e tambores de travões, cabeças de motor Diesel, etc., os materiais são submetidos a choques térmicos.

Devem libertar ràpidamente o calor, possuir um módulo de elasticidade baixo, para limitar as tensões térmicas, mas conservando as características elevadas a alta temperatura. Os ferros fundidos com elevado teor em carbono constituem uma solução satisfatória para este problema. Com efeito, o aumento da percentagem de grafite melhora a condutibilidade térmica e baixa o módulo de elasticidade, mas como piora as características mecânicas, é necessário recorrer à adição de molibdénio para as melhorar. Esta adição tem, além disto, a vantagem de elevar a temperatura dos pontos de transformação, o que favorece a estabilidade da microestrutura. A fig. 20 representa uma grelha de forno de cimento em ferro fundido com elevado teor em carbono, cerca de 4 %, e contendo 0,4 a 0,6 % Cr e 0,4 a 0,6 % Mo, que trabalha a 400/700°. Os tambores de travões são igualmente sujeitos a choques térmicos. Vejam-se, a título de exemplo, duas composições de ferros fundidos para tambores de camiões pesados:

Tc %	Si %	Mn %	Cr %	Mo %	Ni %
3,48	1,88	0,78	0,30	0,48	
3,70	1,80	0,20	0,80	0,75	0,20

d) *Resistência à abrasão*

É uma característica importante para numerosos equipamentos das indústrias mineiras e dos trabalhos públicos. As características exigidas ao material dependem, por um lado, do processo de abrasão existente e, por outro, da intensidade dos choques a que é submetido.

Na indústria mineira, podem classificar-se os processos de abrasão em três categorias:

a) abrasão com arranque
b) abrasão com esmagamento
c) erosão.

a) *Abrasão com arranque*

Produz-se quando os pedaços de rocha se cravam e arrancam fragmentos relativamente grandes das superfícies sujeitas à abrasão. Em geral, é acompanhada de choques violentos. Podem citar-se como exemplo:

Fig. 20 — Grelha de forno de cimento em ferro fundido com molibdénio com elevado teor de carbono (Fábrica Chavy)

trituradores primários, dentes de pelleteuses, lâminas de scrapers de mineral de grande calibre, etc.

b) *Abrasão com esmagamento*

Produz-se quando duas superfícies roçam uma na outra com força suficiente para esmagar as matérias abrasivas. As tensões nominais por unidade de superfície podem parecer pequenas, mas, em alguns casos, as tensões reais são muito elevadas, podendo ultrapassar localmente 200 kg/mm². Encontra-se este tipo de abrasão nos moinhos de bolas e em todos os órgãos que podem esmagar um material abrasivo.

c) *Erosão*

Produz-se pelo esfregar das partículas abrasivas na superfície do metal; as tensões são muito fracas e os choques desprezíveis.

e) *Novos materiais resistentes à abrasão*

O aço Hadfield é muito utilizado para a abrasão do tipo *a*) e do tipo *b*), tendo, porém, uma resistência medíocre a este último tipo, e má à erosão; além disso, a obtenção de peças maciças e os reaquecimentos levantam problemas de fragilidade.

O melhoramento da resistência deste aço ao primeiro tipo de abrasão pode conseguir-se por meio da dispersão do carboneto da matriz. A resistência à abrasão do segundo tipo aumenta quando a percentagem de manganês diminui (fig. 21), mas o problema consiste em estabilizar esta austenite aos efeitos térmicos, para obter as peças desejadas, sem que esta estabilização afecte o mecanismo de consolidação do encruamento que contribui para a resistência à abrasão.

Com esta base se estudaram dois tipos de aços diferentes: um aço para a abrasão com arranque com 12 % de manganês e 2 % de molibdénio, tratado para se obter a dispersão de carboneto, e um aço para a abrasão com esmagamento com 6 % de manganês e contendo, em geral, 1 % de molibdénio.

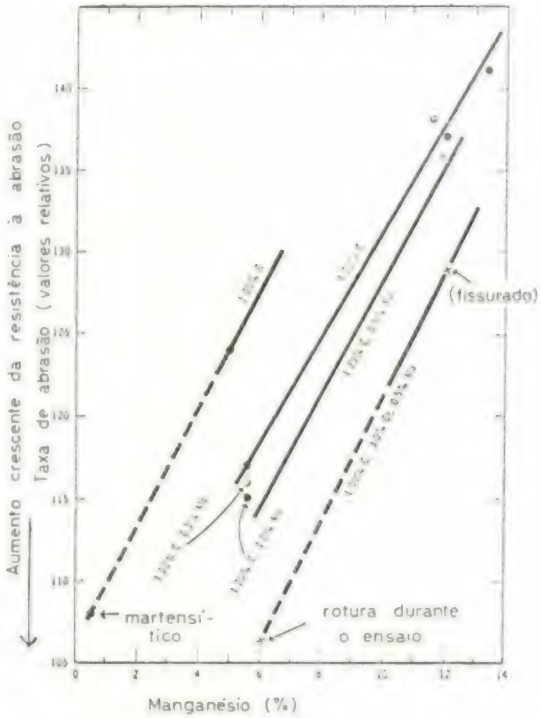
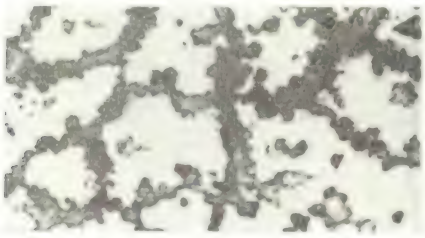


Fig. 21 — Influência do teor em manganésio sobre a resistência à abrasão dos aços austeníticos com manganésio

1 — Aço 12 % Mn — 2 % Mo

Neste aço, de composição análoga à do aço Hadfield, mas com 2 % de molibdénio, a função deste elemento é, principalmente, de evitar a precipitação dos carbonetos aciculares e intergranulares que se formam a quente no aço Hadfield clássico, como mostra a fig. 22.

2 % de molibdénio



8 h a 590°C

% de molibdénio

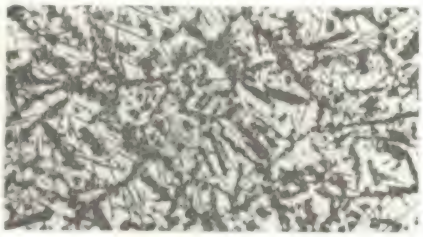


Fig. 22 — Influência da adição de 2 % de molibdénio sobre a microestrutura depois de 8 h de estadia isotérmica a 590 °C

O tratamento (fig. 23) consiste, depois de austenitização a 1000 °C, em transformar, por estadia isotérmica a 600 °C, uma parte da austenite em perlite e em tornar a dissolver parcialmente, por reaquecimento entre 870 e 1040 °C, a perlite formada. A fig. 24 mostra o aspecto da microestrutura obtida. A escolha da temperatura de dissolução da perlite depende do compromisso a adoptar entre a resistência à abrasão e a ductibilidade. A fig. 25 mostra a evolução das características mecânicas e, em certa medida, pode admitir-se que o coeficiente de encruamento está ligado com a abrasão. A fig. 26 mostra as partes cónicas e côncavas de trituradores de 2,3 m de diâmetro e em aço 12Mn — 2Mo, e a fig. 27 as curvas de frequência que indicam a tonelagem máxima triturada com trituradores de aço Hadfield e de aço 12Mn — 2Mo; o aumento da duração do equipamento é de cerca de 30 %.

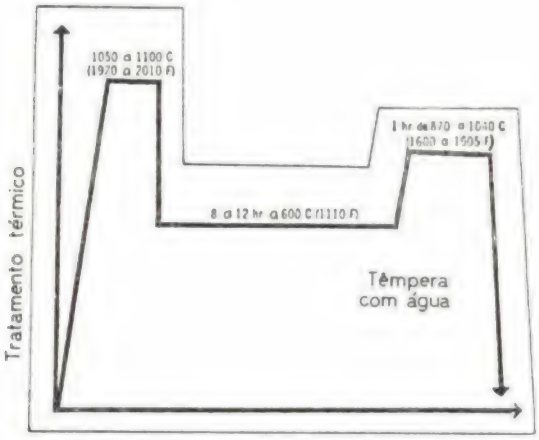


Fig. 23 — Ciclo de tratamento térmico de aço 12 — Mn — 2 Mo

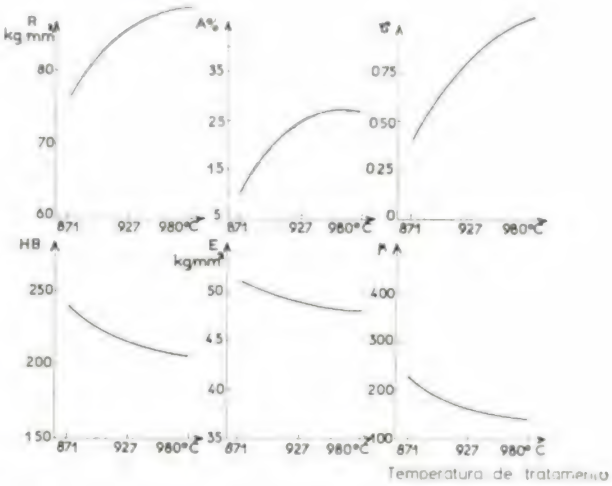


Fig. 25 — Influência da temperatura do tratamento de esferoidização sobre as características mecânicas do aço 12 Mn — 2 Mo

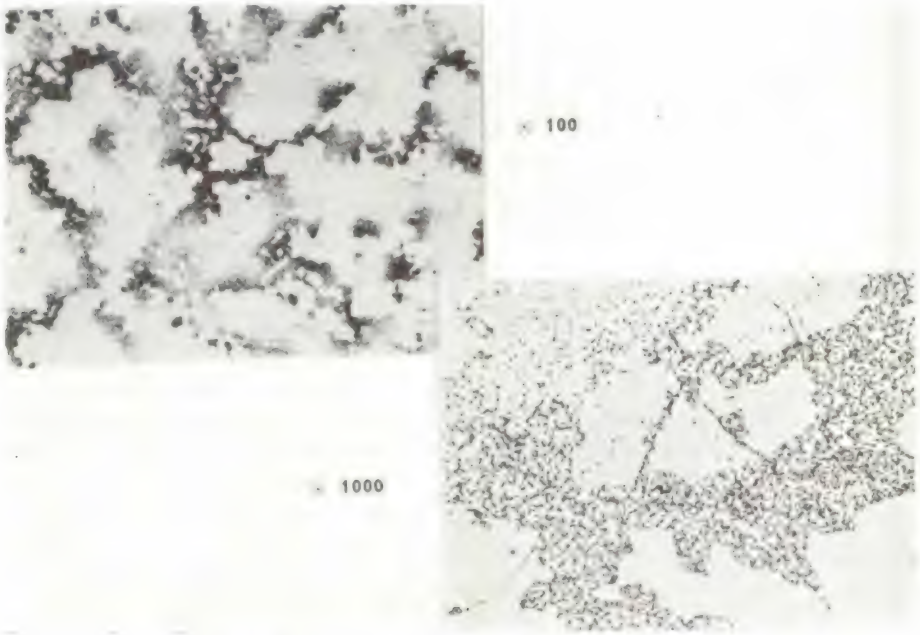


Fig. 24 Microestrutura do aço 12 Mn — 2 Mo depois do tratamento de esferoidização

Fig. 26 — Partes côncavas e conexas de trituradores secundários (Symons) de 2,13 m de diâmetro, em aço 12 Mn — 2 No

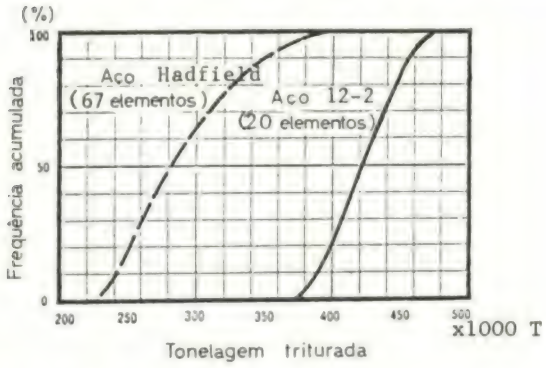


Fig. 27 — Curvas de frequências acumuladas de tonelagem triturada com trituradores giratórios Symons em aço Hadfield clássico e em aço 12 Mn — 2 Mo

2 — Aço 6 % Mn - 1 % Mo

O estudo das austenites com manganês mostra que a sua resistência a abrasão aumenta quando decresce o teor em manganês, mas, para obter peças industriais austeníticas, é necessário evitar a decomposição da austenite durante o arrefecimento. O elemento de adição deve estabilizar a fase γ aos efeitos térmicos mas não alterar e, se possível, mesmo, acentuar a sua instabilidade às deformações mecânicas. Os elementos gamagénios como o níquel e o cobre devem evitar-se e o molibdénio revelou-se o mais indicado. A figura 29 mostra a influência deste elemento, que aumenta o período de incubação da transformação perlítica, o que explica a sua acção favorável para a obtenção de uma estrutura austenítica em peças grandes. Note-se também que com alguns destes aços se pode atingir uma transformação perlítica quase completa, o que permite regenerar o grão e facilitar a maquinagem.

As austenites com manganês têm uma curva de tracção independente do teor em manganês, exceptuando que a rotura ocorre para deformações tanto menores quanto mais baixo for o

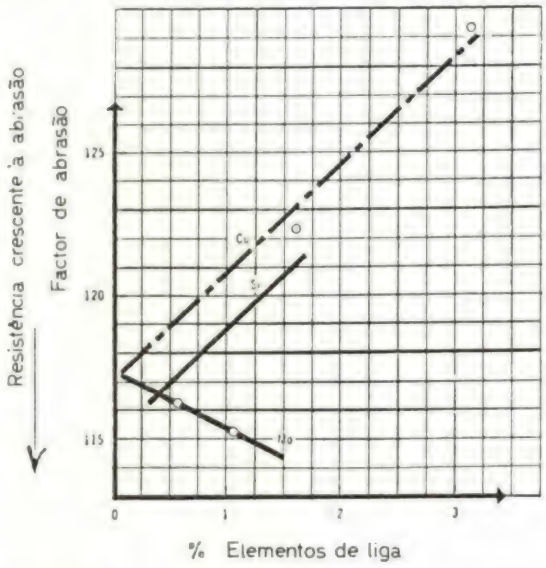


Fig. 28 — Influência de diferentes elementos de liga sobre a resistência à abrasão do aço austenítico a 6 % de manganês

teor em manganês. Passa-se de 40 % de alongamento com o aço de 12 % de manganês para 20 % de alongamento com o aço de 8 % de manganês e para 10 % de alongamento com o aço de 6 % de manganês.

Pelo contrário, no caso da compressão, a curva contracção-deformação é diferente para o aço Hadfield, sendo a taxa de consolidação mais elevada na contracção do que na tracção (fig. 30); por outro lado, para os aços austeníticos com baixo teor em manganês (fig. 31), a curva contracção-deformação apresenta dois ramos, um correspondente ao endurecimento normal por encruamento das soluções sólidas, e o outro à intervenção de um segundo fenómeno de endurecimento.

Medições magnéticas mostram que a consolidação é acompanhada por um aumento substancial da permeabilidade magnética, o que corresponderia à formação de martensite nos planos de escorregamento, impedindo a deformação.

Esta liga foi aplicada em trituradores, blindagens, grelhas de carga, etc.

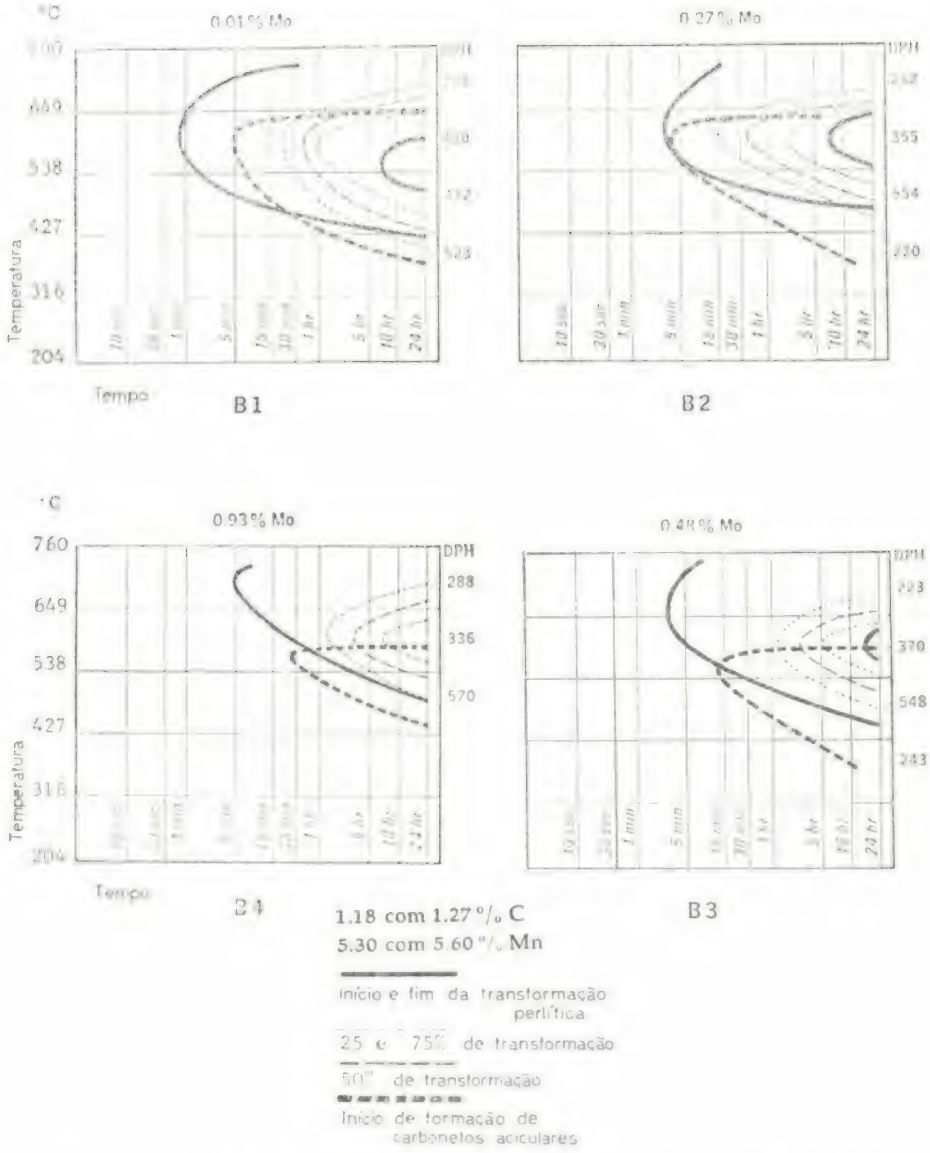


Fig. 29 — Influência do molibdénio sobre a decomposição, em condições isotérmicas, de austenites com 1,22 % de carbono e 6 % de manganês

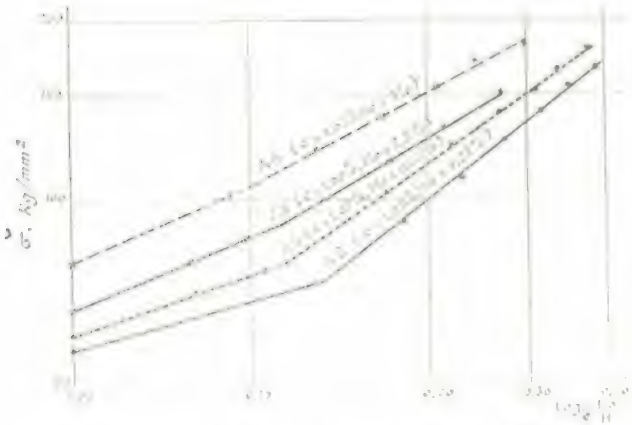


Fig. 30 — Comparação das curvas racionais de tracção e de compressão dum aço Hadfield

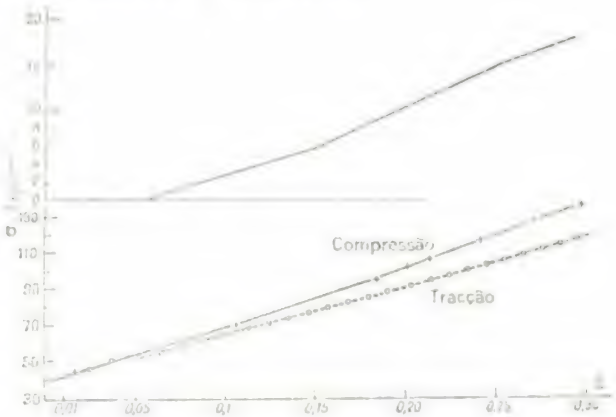


Fig. 31 — Influência de molibdénio sobre a curva racional de compressão de aços austeníticos com 6 % de manganês

Num só triturador da mina Climax, encontraram-se as taxas de desgaste seguintes:

Aço martensítico (C = 1 %, Cr = 6 %, Mo = = 1 %), ... 100
Aço martensítico (C = 0,7 %, Cr = 1,5 %, Mo = = 0,5 %), ... 110
Aço austenítico (C = 1,3 %; Mn = 6 %; Mo = = 1 %), ... 114
Aço perlítico (C = 0,8 %; Cr = 2,5 %; Mo = = 0,4 %), ... 127
Aço Hadfield (C = 1,2 %; Mn = 12 %), . . 140

O comportamento em serviço de blindagens de trituradores numa mina de urânio deu as seguintes taxas de desgaste:

Aço Hadfield	0,029 kg/tonelada
» » + Cr	0,028
» 6Mn — 1Mo	0,019

3 — Ferros fundidos brancos com crómio e molibdénio

Os ferros fundidos brancos de elevado teor em crómio, 12 a 25 %, estão actualmente em franco desenvolvimento, devido às vantagens que apresentam sobre os materiais concorrentes.

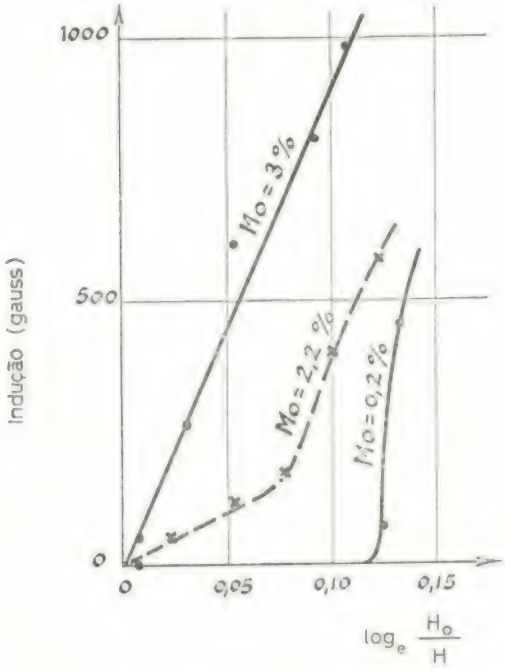


Fig. 32 — Relação entre a indução magnética e o encruamento em compressão dos aços austeníticos com molibdénio, para diferentes teores em molibdénio

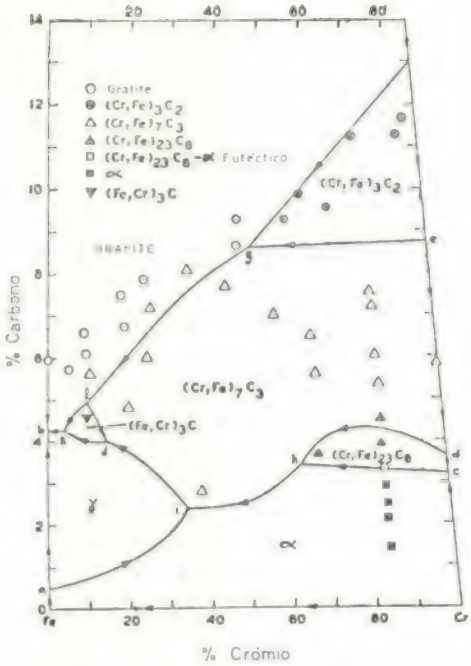


Fig. 33 — Sistema Fe — Cr — C
segundo N. R. Crifling
W. D. Fargeng
e G. W. Healy

Com efeito, possuem as melhores resistências à erosão e tenacidade que se podem encontrar nos materiais de grande dureza.

A fig. 33 mostra que, para um grande intervalo de composição, estes ferros fundidos contêm carboneto $M_7 C_3$; a maior dispersão deste carboneto e a sua grande dureza têm vantagem sobre

Fig. 34 — Microestrutura dum ferro fundido.
Composição: C = 2,75 %, Cr = 15 %, Mo = 1,5 %) no estado bruto de fundição.
Carbonetos primários: $M_7 C_3$ — matriz: austenite

o carboneto M_3C que é menos duro e apresenta soluções de continuidade nas juntas dos grãos, donde, menor resistência à abrasão e maior fragilidade.

Estes ferros fundidos têm uma matriz austenítica quando vazados em pequenas secções e para conseguir os melhores resultados é necessário proceder a um tratamento na vizinhança de 1000 °C. A esta temperatura precipita um carboneto secundário, a matriz empobrece em carbono e em elementos de liga, o ponto Ms sobe para os 350 °C, obtendo-se uma estrutura martensítica, depois de arrefecido à temperatura ambiente. A dureza é da ordem dos 900 a 1000 HV. Procede-se actualmente a um estudo metalúrgico para precisar o papel da composição, mas desde já pode afirmar-se que o molibdénio tem uma influência primordial na aptidão à têmpera.

Existem no mercado várias ligas e outras na fase experimental, estando a sua composição compreendida entre 12 a 25 % de crómio, 1,8 a 4,2 de carbono e teor em molibdénio chegando até 3 %.

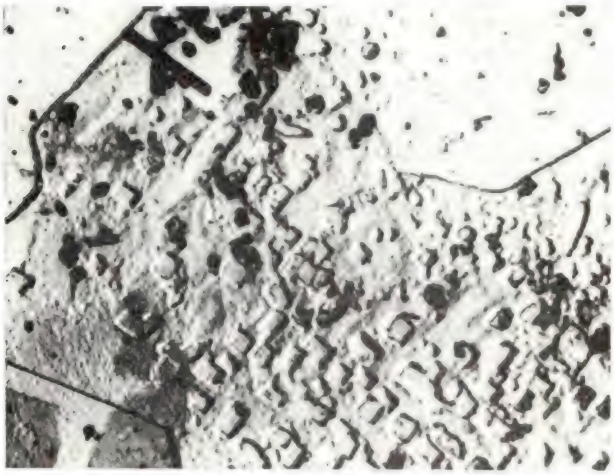


Fig. 35 — Precipitação de carbonetos secundários na matriz de ferro fundido, fig. 34, depois de aquecimento a 1000 °C, × 13 000

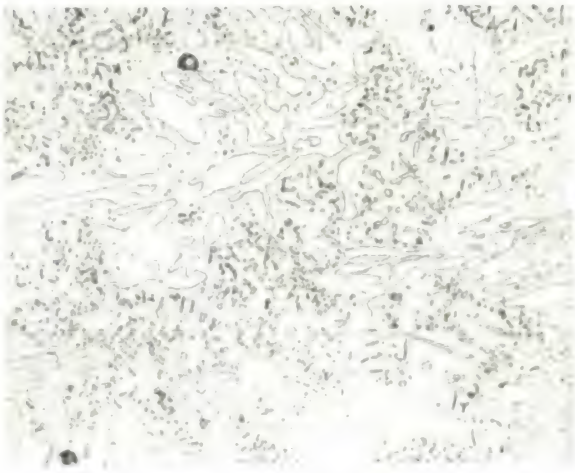


Fig. 36 — Microestrutura do ferro fundido (fig. 34) depois de 3 h de estadia a 100 °C e temperado ao ar ×700 (Matriz: carbonetos secundários + martensite)

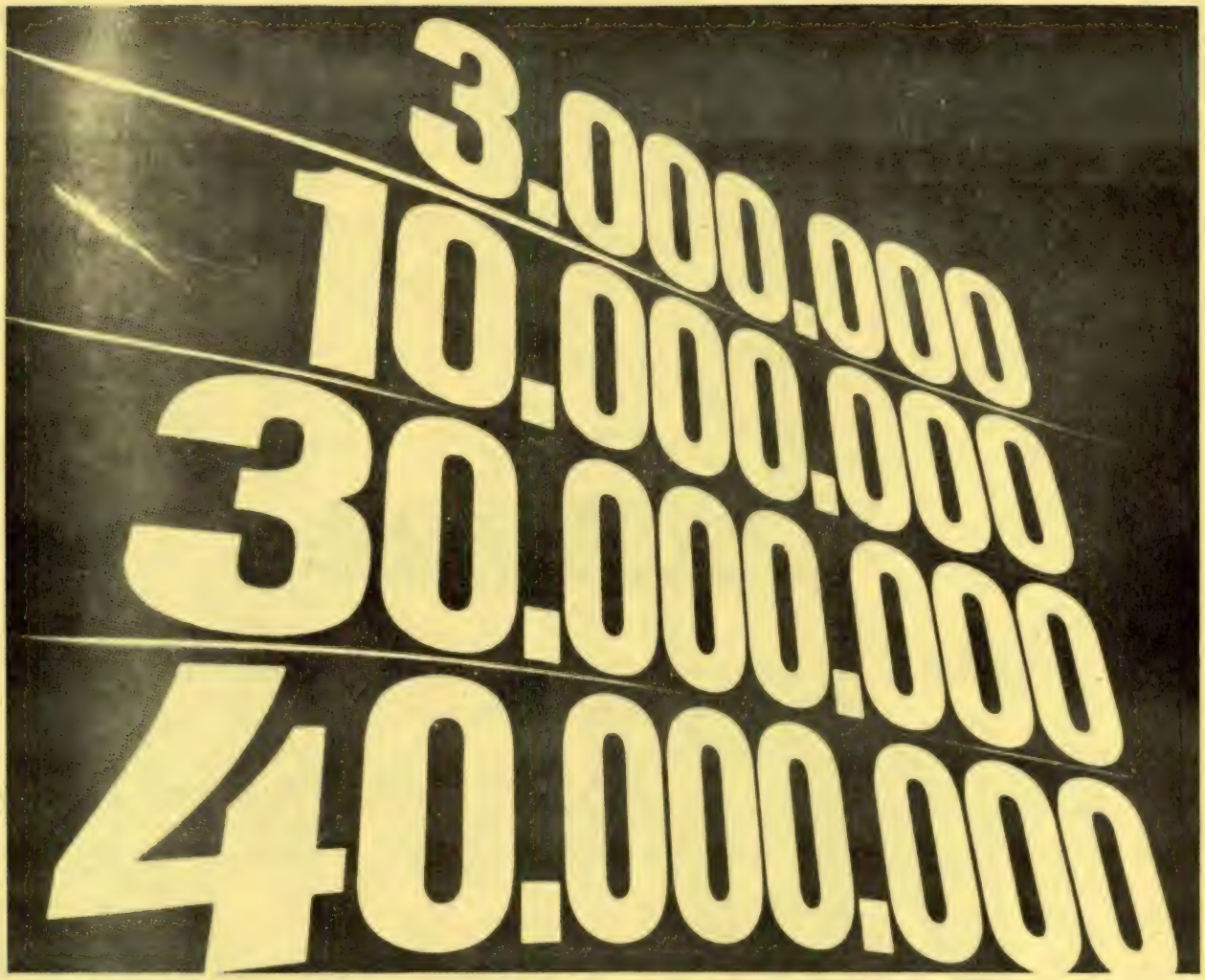
Na mina da Climax obtiveram-se os resultados seguintes nos indicadores de desgaste dos classificadores:

Ferro fundido com 3,4 % C, 15 % Cr, 3 % Mo: taxa de desgaste	28
Ferro fundido branco com 25 % de crómio: taxa de desgaste	48
Ferro fundido branco martensítico com Cr-Mo: taxa de desgaste . . .	80
Ferro fundido branco perlítico de baixa % Cr: taxa de desgaste	100
Aço ligado martensítico (C = 1,5 %) .	150

4 — Outros materiais resistentes à abrasão

Em complemento indicam-se os seguintes materiais resistentes à abrasão:

	C %	Cr %	No %	Mn %	Si %	Ni %
Aços martensíticos	0,25 — 0,40	13 — 14	0,60 — 0,70			
	1,0 — 1,2	6 a 7	1,10 — 1,25			
Aços perlíticos	0,5 — 0,7	2,0 — 2,5	0,30 — 0,50			
	0,7 — 1,0	»	»			
Aços de baixo teor de liga	0,25 — 0,35	1,0	0,25			
	0,23 — 0,33	0,40 — 10	0,40 — 0,60	1,30 — 1,80 + B		
	0,26 — 0,31	0,65 — 0,90	0,30 — 0,45		1,45 — 1,80	1,65 — 2,00 + B



dist. Belarte

A duração mecânica, do contactor AEG aumenta a confiança no seu automatismo

AEG

Em todos os sistemas de comando de certa envergadura, são necessários contactores para estabelecer ligações encravamentos e ligação de pequenos motores. A estes contactores exige-se duração mecânica e uma confiança extremas.

A AEG constroi, pois, contactores de comando e de potência, excitados por corrente alterna, com uma duração mecânica nominal de 30 milhões de operações.

Segundo as normas VDE 0660, os dados relativos a durações mecânicas merecom uma confiança de 90 %. Consequentemente, se se utilizar sòmente uma duração mecânica de 10 milhões de operações, consegue-se uma confiança de pelo menos 99 %, o que se pode classificar como extraordinário.

Os contactores da AEG possuem para cada caso a duração mecânica conveniente:

Contactores	L	Classe D3	3 milhões
-	LS	- E3	10 -
-	LS/E3	- E3	30 -
-	excitados por corrente continua ate 40 milhões		

A AEG está sempre, com prazer, ao v/ dispor para quaisquer esclarecimentos.

em toda a parte aparelhagem de corte AEG *

AEG-LUSITANA DE ELECTRICIDADE

* um sinal de progresso, segurança e confiança

INDUSTRIAIS TEXTEIS

PARA OS VOSSOS MANCHONS, FLANELAS, TRANSPORTADORES,
E TODOS OS TECIDOS TÉCNICOS

EM FIBRAS NATURAIS OU SINTÉTICAS

Consultem:

FANAFEL

FÁBRICA NACIONAL DE FELTROS INDUSTRIAIS
SOCIEDADE LIMITADA

APART.: 9
TELEF.: 52093-52094
TELEG.: FELTROS

OVAR
PORTUGAL

ESCRITÓRIO E FÁBRICA
ESTRADA DE S. JOÃO

Empresa Ultramarina de Sondagens e Fundações, L.da

(SONDADORA)

SONDAGENS geológicas e geotécnicas — CAPTAÇÕES de águas subterrâneas — REBAIXAMENTOS do nível freático — CONSOLIDAÇÕES E ESTABILIZAÇÃO do solo — INJECÇÕES DE CIMENTO e outros produtos — INFRAESTRUTURAS de barragens, túneis e pontes — FUNDAÇÕES de todos os tipos

Única Empresa da especialidade com sede no Ultramar Português

DELEGAÇÃO - LISBOA
R.S.Pedro de Alcântara, 1
Tel. 32 46 93 e 21 32 56

SEDE - LUANDA
Rua Serpa Pinto, 60
C.P.2178 - Tel.4226

MOÇAMBIQUE
L.Marques - C.P.982 - Tel.741121
Beira - C.P. 1002 - Tel. 71497

5 — Escolha dos materiais resistentes à abrasão

Na ausência de choque, a resistência à abrasão dos diferentes materiais apresentados classifica-se em ordem decrescente como se segue:

3 — resistência à abrasão com esmagamento . . . . . Aço Cr-Mo

4 — resistência à erosão . . . . . Ferro fundido 15Cr-3Mo

	Abrasão com arranque	Abrasão com esmagamento	Erosão
Material que oferece maior resistência	Ferro fundido 15 - 3 Aço 6 - 1 Aço 12 - 2 Aço martensítico com Cr - Mo Aço perlítico com Cr-Mo	Ferro fundido 15 - 3 Aço martensítico com Cr - Mo Aço 6 - 1 Aço perlítico com Cr-Mo Aço 12 - 2	Ferro fundido 15 - 3 Aço martensítico com Cr - Mo Aço perlítico com Cr-Mo Aço 6 - 1 Aço 12 - 2

A classificação destes materiais por ordem decrescente de resistência ao choque é a seguinte:

12 — 1
6 — 1
Aço Cr - Mo perlítico
Aço Cr - Mo martensítico
Ferro fundido 15 — 3

Apesar de não se poder preconizar nenhuma composição para todas as aplicações possíveis, pode dizer-se que os seguintes materiais oferecem um excelente ponto de partida para ensaios em serviço:

1 — resistência à abrasão com arranque em presença de choque . . . . . Aço 12Mn-2Mo

2 — resistência à abrasão em geral . . Aço 6Mn-1Mo

Normas ASTM de aços austeníticos com magnésio e adição de molibdénio

Composição %	Tipo	
	E1	E2
C	0,7 — 1,3	1,05 — 1,45
Mn	11,5 - 14,0	11,5 — 14,0
Mo	0,9 — 1,2	1,8 — 2,1
Si	1	1
P	0,07	0,07

QUADRO I

Especificações americanas para os aços vazados com elevada resistência

Propriedades mecânicas Valores (min.)					Composição química									Especificação	Classe	Notas
R Kg/mm²	Eo₂ Kg/mm²	A % lo = 50 (mm)	%	Outras	% C	% Mn	% P	% S	% Si	% Cr	% Mo	% Ni	Outros elementos			
84	70	14	30		1)	0.60/1.00	0.05							AAR M201-62	E	Equipamentos ferroviários
88	70	15	30		0,20	0.60/1.00	0.04	0.05	0,80	0.40/0.80	0.40/0.60	0.70/1.00	% Cu 0.15/0.50 % V 0.03/0.10 % W 0.10 % B 0.002/0.006 % não especificado 0.60	ASTM A487-63T	70	Peças soldadas
88	70	15	35		0.33	0.55/0.75	0.05	0.06	0,80	0.55/0.90	0.20/0.40	1.40/2.00	% Cu 0.50 % W. 0.10 % não especificado 0.60	ASTM A487-63T	100	
—	70/65	18	—	proveta Charpy V 30 ft lb a 37,8°C 2)	0.22		0.020	0.015	0,50	1.35/1.65	0.30/0.60	2.75/3,50	% Cu 0.20 % Ti 0.02 % V 0.03	MIL-S-23008A (SHIPS)	HY-100	Quando são necessárias boa aptidão à soldadura e resistência elevada
105	88	9	22		1)		0.05	0.06						ASTM A148-60 Federal QQ-S-681 D MI-S-15083B (NAVY)	150-125 150-125 150-125	
105	88	9	22	HB 311/363	1)		0.05	0.06						SAE J435a	0150+	Equipamentos para automóveis
123	99	6	12		1)		0.05	0.06						ASTM A148-60 Federal QQ-S-681 D	176-145 175-145	
123	99	6	12	HB 363/415	1)		0.50	0.06						SAE J435a	5175+	Equipamentos para automóveis
127	105	—	20	proveta Charpy V 15 ft lb a 4,4°C	1)		3)	3)						MIL-S-46052 (MR)	180-150	Para equipamentos que necessitam de resistência muito elevada e veículos de guerra
155	126	—	15	proveta Charpy V 12 ft lb a 4,4°C	1)		3)	3)						MIL-S-46052 (MR)	220-160	
183	147	—	6	proveta Charpy V 9 ft lb a 4,4°C	1)		3)	3)						MIL-S-46052 (MR)	260-210	

1) Composição escolhida pelos fabricantes; 2) Ductilidade nula a uma temperatura de transição de -38°C; 3) Mais baixo possível, máx. sugerido: 0.020 %

QUADRO II

Composição tipo de aços vazados americanos

	Resistência mínima à rotura Kg / mm²	% C	% Mn	% Si	% Cr	% Cu	% Mo	% Ni	% V	% B
82 / 88	CBC 30	0.32	1.2	0.5			0.2			
	4135 Modificado	0.35	0.8	0.5	0.8		0.4			
	86B30 Modificado	0.30	0.8	0.4	0.5		0.4	0.5		0.004
	"T — 1"	0,15	0.8	0.5	0.5	0.3	0.5	0.8	0.05	0.004
98 / 130	AFM 8727	0.30	0.8	0.5	0.5		0.2	0.6		
	CBC 36	0.30	1.2	0.7			0.2		0.09	
	4130 Modificado	0.30	0.8	0.4	0.8		0.4			
	4330 Modificado	0.30	0.6	0.5	0 9		0.4	1.9		
	4330V Modificado	0.30	0.8	0.5	1.0		0.4	1.9	0.10	
	T — Loy 34	0.34	0.8	0.4	0.5		0.2	0.8		
	T — Loy 42	0.42	0.8	0.4	0.7		0.3	1.0		
	Utaloy 41	0 35	0.8	0.4	0.9		0.2			
> 140	Allis — Chalmers	0.30	1.0	1.8			1.0			
	CBC 72	0.25	2.0	0.4	0.9		0.5	0.2		
	4130 Modificado	0.30	0.8	0.4	0.7		0.4			
	8740 Modificado	0.40	0.8	0.4	0.9		0.4	0.6		
	R.A.R.D.E.	0.27	0.7	1.5		1.8	0.8		0.30	
	300 — M	0.29	0.8	1.6	0.7		0.4	1.8	0.10	
	Wearpact	0.28	1.6	0.5	0.7		0.5			0.004

QUADRO III

Influência do molibdénio sobre a resistência ao choque dos ferros fundidos com grafite lamelar

C	Si	Mo	Resistência ao choque (1)
3,75	1,86		100
3,73	1,77	0,29	144
3,85	1,77	0,52	160

(1) Considera-se como n.º de referência o valor 100 para o 1.º tipo de ferro fundido

QUADRO IV

Influência do nolibdénio sobre as caracteristicas mecânicas dum ferro fundido com grafite esferoidal

	R (h bar)	E 0,2 (h bar)	A % (l_0 = 50 mm)
Sem teor de liga	79,3	47,5	8,3
com 0,5 % Mo	78,0	63,8	4,8
Sem teor de liga	76,6	49,9	4,8
com 0,5 % Mo	74,9	63,7	3,8

	Cr %	Si %	Mn %	Mo %	Mg %
Ferro fundido sem teor de liga	3,29	2,39	0,66	0,02	0,058
Ferro fundido com molibdénio	3,25	2,42	0,66	0,52	0,057

QUADRO V

Composição dos ferros fundidos aciculares com grafite nodular

	Vasado em areia		Cilindros de laminadores e peças em qne é tolerada a cementite
	20 a 35 mm	60 a 85 mm	
CT %	3,0 — 3,5	2,8 — 3,5	2,8 — 3,4
Si %	2,4 — 2,6	2,0 — 2,4	1,0 — 1,5
Mn %	0,2 — 0,3	0,3 — 0,5	0,6 — 2,0
P % ≤	0,04	0,04	0,1
S % ≤	0,01	0,01	0,01
Cr % ≤	0,1	0,1	1,0
Mo %	0,3 — 0,5	0,5 — 0,8	0,3 — 1,0
Ni %	1,5 — 2,0	2,5 — 3,0	2,8 — 4,0
Mg %	0,08 — 0,1	0,1	0,08 — 1,15

BIBLIOGRAFIA

Papel fundamental

Bain & Paxton — Alloying Elements in Steel. Ed.: ASM

Rollason, E. C. — Aspects fondamentaux du Rôle du Molybdène dans les Transformations des aciers (Métaux — Corrosion — Industries, (463), Março 1964, p. 1-32

Moser, A. e Legat, A. — Der Einfluss der Legierungselemente auf die Härtbarkeit
Berg und Hüttenmännische Monatshefte, 112 (11), Novembro 1967, p. 321-331

Comon, J., etc. — Etude Statistique des Facteurs dont dépend la Résilience des Rotors de Turbines et d' Alternateurs — Rôle de la Fragilité de Revenu Réversible
Rev. de Métallurgie, (4), Abril 1967, p. 361-370

Aços vazados e ferros fundidos de elevada resistência

Anónimo — Designing with High-Strength Steel Castings — 1965

Scholz, W. & Semchyshen, M. — Effect of Molybdenum on the Hardenability of Ductile Cast Iron. Modern Casting, Janeiro 1968

Anónimo — High-Strength Irons — 1962

Aços e ferros fundidos de elevada resistência a quente

Woodhead, J. H. & Quarrell, A. G. — The Role of Carbides in Low-Alloy Creep-Resisting Steels — 1965

Materiais resistentes à abrasão

— Abrasive Wear — 1965
Information Report of SAE Iron and Steel Technical Committee

— Abrasion-Resistant News (anual desde 1960)

Maratray, F. — Carbon & Molybdenum Effect on Transformation of Steel with six percent Manganese. Modern Castings — Maio 1964

Maratray, F & Norman, T. E. — Contribution to the study of the Improvement of the Abrasion Resistance of Manganese Austenitic Steels.
Revue de Metallurgie — Junho — 1961

CONSTRUÇÕES TÉCNICAS, LDA.

PRAÇA DO MUNICÍPIO, 13-3º TELEF. 366506 LISBOA 2

DELEGAÇÕES: CABO VERDE · ANGOLA · MOÇAMBIQUE

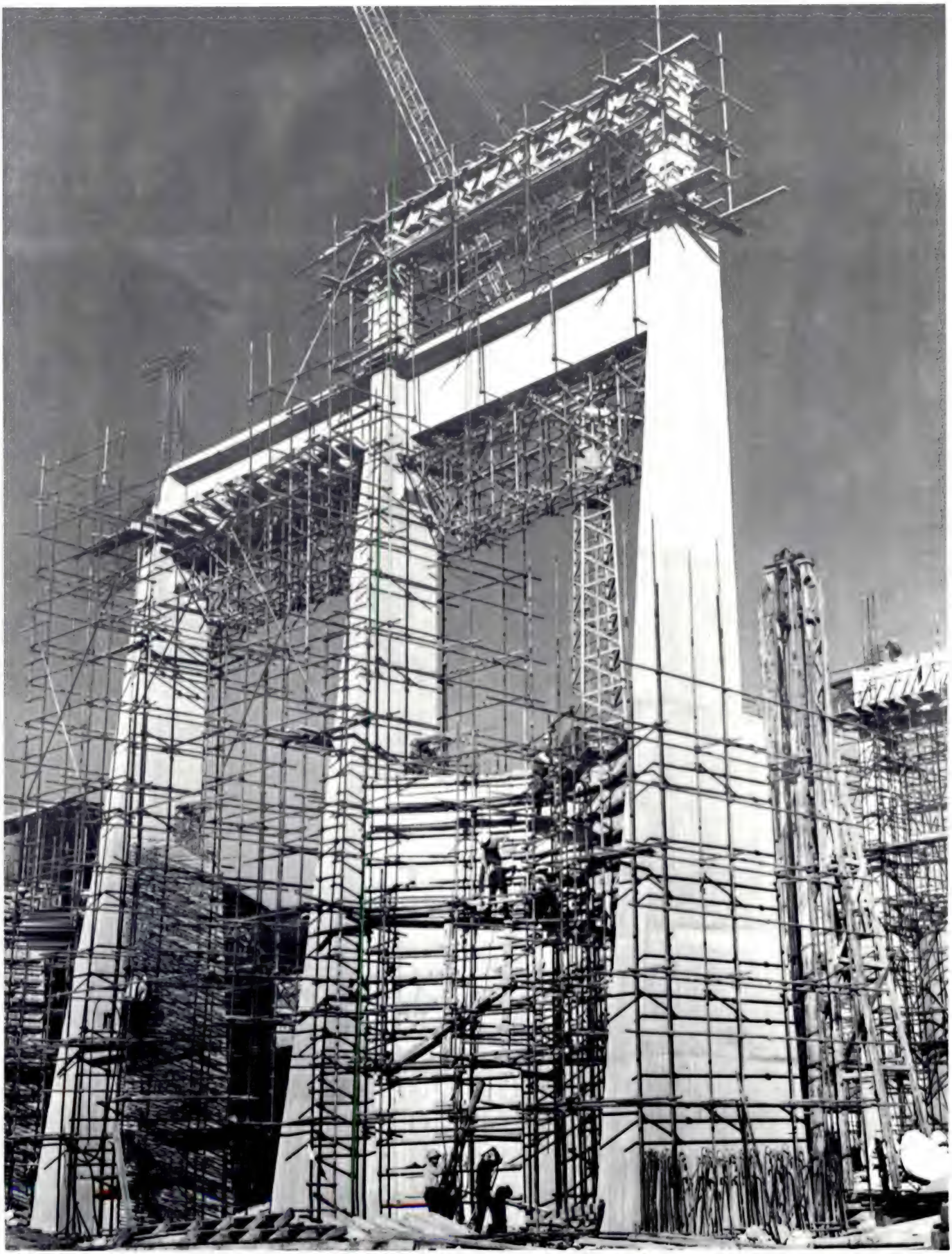
EMPRESA TERMOELÉCTRICA PORTUGUESA

Canal de adução e chaminé com 100 m de altura, da Central do Carregado.

PROSPECÇÃO GEOTÉCNICA • FUNDAÇÕES ESPECIAIS

OBRAS MARÍTIMAS E PORTUÁRIAS • PONTES E VIADUTOS

CONSTRUÇÕES CIVIS • CONSTRUÇÕES INDUSTRIAIS



COMPANHIA CIMENTO TEJO – Pilares e muros de retenção do hangar do clínquer.

CONSTRUÇÕES TÉCNICAS, LDA.

C. D. U. 621.372.54: 621.399.822

CÁLCULO DO FILTRO LINEAR ÓPTIMO PARA A OBTENÇÃO DE UM SINAL PERTURBADO POR RUÍDO

por JOSÉ ALBERTO BAPTISTA TOMÉ
Engº. Electrotécnico
Bolseiro do C. E. E. do C. E. E. N. do J. A. C.

RESUMO

Dado dois processos aleatórios e estacionários m (t) e n (t), e os respectivos espectros de potência, consiste o problema, seguindo a teoria da filtragem linear de Wiener e utilizando um processo gráfico-analítico aconselhado por Solodovnikov, em determinar a função de transferência do filtro linear que aplicado à mistura de m (t) e n (t), origine na saída um sinal o mais próximo possível de m (t), seguindo o critério de tornar mínimo o erro quadrático médio.

Suposeram-se como processos aleatórios estacionários m (t) e n (t) os obtidos respectivamente a partir da voz do autor e da saída filtrada de um gerador de ruído.

Para a realização numérica, programou-se parte do problema em linguagem FORTRAN, pois o grande número de cálculos a isso obrigou.

SYNOPSIS

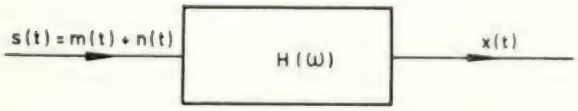
We are interested in designing a linear filter to detect a random process m (t) obtained through a record of the author's speech. This process is combined with noise n (t), which is a modification of the output of a random noise generator. Both random processes are assumed stationary, We follow the optimum linear filtering theory of Wiener and we work with an analytical-graphical method suggested by Solodovnikov, to obtain the optimum transfer function under the minimum-mean-square-error criterion. Part of the problem is programed in FORTRAN language because of the great number of calculus needed

1. INTRODUÇÃO TEÓRICA

1.1 — Definição do problema

Suposta uma mistura de dois processos m(t) e n(t), aleatórios estacionários, pretende-se calcular a função de transferência H(ω) do filtro linear de modo que se a entrada do mesmo for s(t) = m(t) + n(t), se obtenha à saída x(t), tal que seja mínimo o erro quadrático médio:

$$\overline{\varepsilon^2} = \lim_{T\to\infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^{T} \left\{ m(t) - x(t) \right\}^2 dt$$



Como:

$$x(t) = \int_{-\infty}^{\infty} s(t-\tau)\, h(\tau)\, d\tau$$

sendo h(t) a resposta ao impulso unitário do filtro, vem então:

$$\overline{\varepsilon^2} = \lim_{T\to\infty} \frac{1}{2T} \int_{-\infty}^{\infty} \left\{ m(t) - \int_{-\infty}^{\infty} s(t-\tau)\, h(\tau)\, d\tau \right\}^2 dt$$

É então a partir da condição de se tornar mínima esta expressão que se calcula H(ω).

1.2 — Obtenção de H(ω)

Pode-se escrever a expressão anterior de outra forma:

$$\overline{\varepsilon^2} = \lim_{T\to\infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^{T} m^2(t)\, dt - 2\int_{-\infty}^{\infty} h(\lambda)\, d\lambda \,.$$

$$\left(\lim_{T\to\infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^{T} m(t)\, s(t-\lambda)\, dt \right) +$$

$$+ \int_{-\infty}^{\infty} h(\lambda)\, d\lambda \,.\, \int_{-\infty}^{\infty} h(\psi)\, d\psi \lim_{T\to\infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^{T} s(t-\lambda)\, s(t-\psi)\, dt$$

Recorrendo às expressões da função de correlação:

$$R_{mn}(\tau) = \lim_{T\to\infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^{T} m(t+\tau)\, n(t)\, dt$$

$$R_{ss}(\tau) = \lim_{T\to\infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^{T} s(t-\tau)\, s(t)\, dt =$$
$$= R_{mm}(\tau) + R_{nn}(\tau) + R_{mn}(\tau) + R_{nm}(\tau)$$

$$R_{ms}(\tau) = \lim_{T\to\infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^{T} m(t+\tau)\, s(t)\, dt =$$
$$= R_{mm}(\tau) + R_{mn}(\tau)$$

vem:

$$\overline{\varepsilon^2} = R_{mm}(0) - 2\int_{-\infty}^{\infty} h(\lambda)\, R_{ms}(\lambda)\, d\lambda +$$
$$+ \int_{-\infty}^{\infty} h(\lambda)\, d\lambda \int_{-\infty}^{\infty} h(\psi)\, R_{ss}(\lambda-\psi)\, d\psi \qquad (1)$$

Para achar a função h (t) que torna (1) mínimo recorre-se ao cálculo das variações.

Supõe-se uma variação $\Delta h(\lambda)$ que será nula para $\lambda < 0$, pela condição de realizabilidade física, e substitui-se $h(\lambda)$ por $h(\lambda) + \gamma\, \Delta h(\lambda)$, em que γ é um parâmetro não dependente de λ, pelo que $\overline{\varepsilon^2}$ sofrerá a variação de $\delta(\overline{\varepsilon^2})$.

A condição de mínimo será deste modo:

$$\frac{\partial}{\partial\gamma}\left(\overline{\varepsilon^2} + \gamma\,(\overline{\varepsilon^2})\right)_{\gamma=0} = 0$$

para $\Delta h(\lambda)$ arbitrário.

A resolução conduz-nos (ref. 1) à relação:

$$R_{ms}(\tau) - \int_{-\infty}^{\infty} R_{ss}(\tau-\lambda)\, h(\lambda)\, d\lambda = 0\,,\ \tau \geq 0 \qquad (2)$$

É sabido da análise de Fourier que:

$$\left[R_{xs}(\tau)\right]_{\text{ópt.}} = \int_{-\infty}^{\infty} R_{ss}(\tau)\,.\, h\ \text{ópt.}(\lambda)\, d\lambda$$

ou de (2):

$$R_{ms}(\tau) = \left[R_{xs}(\tau)\right]_{\text{ópt.}} \quad \text{para } \tau \geq 0$$

ou seja o facto de x (t) não se conseguir fazer exactamente igual a m (t), mas apenas aproximado segundo o critério definido, reflecte-se nesta igualdade não ser válida para $\tau < 0$.

Para resolver esta equação introduzem-se (ref. 1) as funções auxiliares:

$$\psi^{+}(t) = 0 \quad \text{para } t < 0$$
$$\psi^{-}(t) = 0 \quad \text{para } t > 0$$

e faz-se:

$$R_{ss}(\tau) = \int_{-\infty}^{\infty} \psi^{+}(\tau-\lambda)\, \psi^{-}(\lambda)\, d\lambda$$

o que corresponde à factorização do espectro de potência:

$$\Phi_{ss}(\omega) = \Phi^{+}(\omega)\,.\,\Phi^{-}(\omega)$$

sendo $\Phi^{+}(\omega)$ e $\Phi^{-}(\omega)$ as transformadas de Fourier de $\psi^{+}(t)$ e $\psi^{-}(t)$.

A igualdade (2) vem então:

$$R_{ms}(\tau) = \int_{0}^{\infty} h(\lambda)\, d\lambda \int_{-\infty}^{\infty} \psi^{+}(\tau-\lambda-\eta)\, \psi^{-}(\eta)\, d\eta;\ \tau \geq 0$$

Supondo ainda $\beta(t)$ tal que

$$R_{ms}(\tau) = \int_{-\infty}^{0} \beta(\tau-\lambda)\, \overline{\psi}(\lambda)\, d\lambda \qquad (3)$$

obtêm-se

$$\int_{-\infty}^{0} \overline{\psi}(\lambda)\left[\beta(\tau-\lambda) - \int_{0}^{\infty} \psi^{+}(\tau-\lambda-\eta)\, h(\eta)\, d\eta\right] d\lambda = 0$$

para $\tau \geq 0$

Como $\psi^{-}(\lambda) = 0\ ;\ \lambda > 0$

$$\beta(\tau-\lambda) - \int_{0}^{\infty} \psi^{+}(\tau-\lambda-\eta)\, h(\eta)\, d\eta = 0\,;\ \lambda < 0 \text{ e } \tau > 0$$

ou

$$\beta(\tau) = \int_0^{\infty} \psi(\tau - \lambda).\, h(\lambda)\, d\lambda \text{ ; para } \tau \geq 0$$

porque como $\lambda < 0$, $(\tau - \lambda) > 0$, e pode-se substituir por τ.

Multiplicando ambos os membros por $e^{-j\omega\tau}$ e integrando entre "o" e "∞", substituindo ainda $\tau - \lambda$ por η:

$$\int_0^{\infty} \beta(\tau)\, e^{-j\omega\tau} d\tau = \int_0^{\infty} h(\lambda) e^{-j\omega\lambda} d\lambda \int_0^{\infty} \psi^{+}(\eta)\, e^{-j\omega\eta} d\eta$$

ou

$$\int_0^{\infty} \beta(\tau)\, e^{-j\omega\tau} d\tau = H(\omega).\, \Phi^{+}(\omega), \text{ ou seja:}$$

$$H(\omega) = \frac{\int_0^{\infty} \beta(t)\, e^{-j\omega t} dt}{\Phi^{+}(\omega)}$$

Em (3) pode-se multiplicar por $e^{j\omega\tau}$ e integrar em τ, chegando-se a:

$$\Phi_{ms}(\omega) = \Phi^{-}(\omega) \int_{-\infty}^{\infty} \beta(t)\, e^{-j\omega t} dt$$

ou

$$\int_{-\infty}^{\infty} \beta(t)\, e^{-j\omega t} dt = \frac{\Phi_{ms}(\omega)}{\Phi^{-}(\omega)}$$

aplicando a transformada inversa.

$$\beta(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{\Phi_{ms}(\omega)}{\Phi^{-}(\omega)}\, e^{-j\omega t} d\omega$$

e finalmente encontra-se para a expressão da função de transferência procurada:

$$H(\omega) = \frac{1}{2\pi\Phi^{+}(\omega)} \int_0^{\infty} e^{-j\omega t} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{\Phi_{ms}(\omega)}{\Phi^{-}(\omega)}\, e^{j\omega t} d\omega$$

As propriedades de $\Phi^{+}(\omega)$ e $\Phi^{-}(\omega)$ podem ser estudadas em pormenor na referência (1) mas interessam especialmente:

$$\Phi^{+}(\omega) = \overline{\Phi}^{-}(\omega) = \Phi(\omega)$$

$$\Phi^{-}(\omega) = \overline{\Phi}^{+}(\omega) = \overline{\Phi}(\omega)$$

$$\Phi^{+}(\omega) \,.\, \Phi(\omega) = |\Phi(\omega)|^2 = \Phi_{ss}(\omega),$$

e então pode escrever-se:

$$H(\omega) = \frac{1}{2\pi\Phi(\omega)} \int_0^{\infty} e^{-j\omega t} dt \int_{-\infty}^{\infty} \frac{\Phi_{ms}(\omega)}{\overline{\Phi}(\omega)}\, e^{j\omega t} d\omega \qquad (4)$$

2. PROCESSO DE CÁLCULO DA FUNÇÃO DE TRANSFERÊNCIA

2.1 Resolução de (4)

Supostos conhecidos os espectros de potência de m (t) e n (t), respectivamente $\Phi_{mm}(\omega)$ e $\Phi_{nn}(\omega)$, pode-se resolver a expressão (4) seguindo um processo aconselhado por Solodovnikov (ref. 2).

Fundamentalmente o cálculo processa-se nas seguintes etapas:

a) Determinação das funções $\Phi^{+}(\omega) = \Phi(\omega)$ e $\Phi^{-}(\omega) = \overline{\Phi}(\omega)$.

Existe uma relação única entre a característica de amplitude, $A(\omega)$, e de fase. $\varphi(\omega)$*, (ref. 1 e 2).

$\Phi(\omega) = A(\omega)\, e^{j\varphi(\omega)}$ o $A(\omega)$ determinando o $\varphi(\omega)$.

A característica de amplitude $A(\omega)$ determina-se a partir de:

$$A^2(\omega) = \Phi_{ss}(\omega)$$

em que $\Phi_{ss}(\omega)$ é suposto conhecido pois é o espectro de potência da função s (t) de entrada.

Pondo $\Phi(\omega)$ sob a forma:

$\Phi(\omega) = P(\omega) + j\, Q(\omega)$, podem obter-se as expressões (ref. 2).

---

* Porque a função $\Phi(s)$ é analítica e limitada no semi-plano direito da variável $s = C + j\omega$, e não tem aí polos ou zeros

$$P(\omega) = -\frac{1}{\pi}\int_{-\infty}^{\infty}\frac{Q(u)}{u-\omega}\,du$$

$$Q(\omega) = \frac{1}{\pi}\int_{-\infty}^{\infty}\frac{P(u)}{u-\omega}\,du$$

Para o caso da característica de amplitude (sob a forma logarítmica), ser uma semi-recta a partir de certa frequência ω_o, e constante para $\omega < \omega_o$, pode mostrar-se (ref. 2 e 3), que:

$$\varphi\left(\frac{\omega}{\omega_o}\right) = \frac{2}{\pi}\,\nu\,\frac{\omega}{\omega_o} \text{ para } \frac{\omega}{\omega_o} < 0{,}414$$

e

$$\varphi\left(\frac{\omega}{\omega_o}\right) \simeq \left[\frac{\pi}{4}\;\frac{1}{\pi}\log_n\frac{\omega}{\omega_o}\log_n\frac{1-\frac{\omega}{\omega_o}}{1+\frac{\omega}{\omega_o}} - \frac{2}{\pi}\,\frac{1-\frac{\omega}{\omega_o}}{1+\frac{\omega}{\omega_o}}\right] \text{ para } 0{,}414 < \frac{\omega}{\omega_o} < 1 \text{ em}$$

que ν é o declive da semi-recta, além do que a curva de $\varphi\left(\frac{\omega}{\omega_o}\right)$ apresenta uma simetria ímpar numa escala logarítmica em relação a ω_o (ref. 3).

Desenhando a característica de amplitude sob a forma logarítmica ($[A(\omega)]_{db} = 20\log_{10} A(\omega)$) basta tentar aproximar esta curva o mais possível por semi-rectas, recorrendo a uma tabela (ref. 2) que nos dá já os valores de $\varphi\left(\frac{\omega}{\omega_o}\right)$ para uma inclinação unitária e multiplicando os valores obtidos pela verdadeira inclinação.

Depois para cada frequência em particular somam-se todas as contribuições (devidas às diversas semi-rectas), para o cálculo da característica de fase $\varphi(\omega)$ por pontos.

b) Cálculo da função $\beta(t)$, para $t > 0$, a partir

de $\beta(t) = \frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty}\frac{\Phi_{ms}(\omega)}{\bar{\Phi}(\omega)}\,e^{j\omega t}\,d\omega$

Sabendo $\Phi_{ms}(\omega)$, $A(\omega)$ e $\varphi(\omega)$ pode-se determinar

$$\frac{\Phi_{ms}(\omega)}{\bar{\Phi}(\omega)} = U(\omega) + j\,V(\omega) \qquad (5)$$

notando que $\Phi_{ms}(\omega) = \Phi_{mm}(\omega)$, pois se supõem os dois processos de entrada estatìsticamente independentes, é então fácil a determinação de $U(\omega)$ e $V(\omega)$ a partir de (5).

$$U(\omega) = \frac{\Phi_{mm}(\omega)}{A(\omega)}\cos\varphi(\omega)$$

$$V(\omega) = \frac{\Phi_{mm}(\omega)}{A(\omega)}\,\text{sen}\,\varphi(\omega)$$

Pode-se então escrever:

$$\beta(t) = \beta\,\text{sen}\,(t) + \beta\cos(t), \text{ com:}$$

$$\beta\,\text{sen}\,(t) = -\frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty}V(\omega)\,\text{sen}\,\omega t\,d\omega$$

$$\beta\cos(t) = \frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty}U(\omega)\cos\omega t\,d\omega \qquad (6)$$

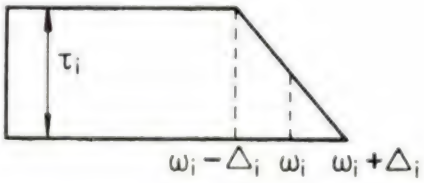
Para o cálculo destes integrais empregou-se o método dos trapézios que consiste em aproximar a função a integrar por trapézios (ref. 2), do que se pode deduzir:

$$\beta_{sen}(t) = \frac{1}{\pi}\sum_{i=1}^{N}\tau_i\omega_i\left[\left(\frac{\cos\omega i t}{\omega i t}\right)\times\left(\frac{\text{sen}\,\Delta i t}{\Delta i t}\right) - \frac{1}{\omega i t}\right] \qquad (7)$$

e

$$\beta_{cos}(t) = \frac{1}{\pi}\sum_{i=1}^{N}\tau_i\omega_i\left(\frac{\text{sen}\,\omega i t}{\omega i t}\right)\left(\frac{\text{sen}\,\Delta i t}{\Delta i t}\right)$$

Em que os valores τ_i, ω_i e Δ_i são os parâmetros dos trapézios definidos na figura:



e em que a expressão de $\beta_{cos}(t)$ se refere aos trapézios da decomposição de $U(\omega)$ e os de $\beta_{sen}(t)$ de $V(\omega)$ como se deduz das expressões (6).

Para o cálculo de (7) teve que se estabelecer um programa em linguagem FORTRAN, uma vez

que devido ao grande número de trapézios em que as curvas se aproximam, e principalmente devido ao número elevado de pontos necessários para bem definir as curvas $\beta_{cos}(t)$ e $\beta_{sen}(t)$, a quantidade de cálculos seria pràticamente incomportável sem o auxílio de um computador.

c) Conhecida então a curva de $\beta(t)$, interessa calcular:

$$B(\omega) = \int_0^{\infty} \beta(t)\, e^{-j\omega t}\, dt$$

Decompondo

$$B(\omega) = P_B(\omega) + j\, Q_B(\omega)$$

vem:

$$P_B(\omega) = \int_0^{\infty} \beta(t) \cos \omega t\, dt$$

e

$$Q_B(\omega) = -\int_0^{\infty} \beta(t) \operatorname{sen} \omega t\, dt$$

expressões a que se pode empregar exactamente o mesmo método de decomposição e cálculo da alínea anterior.

O próprio programa FORTRAN foi feito de modo a poder servir aos dois casos.

d) Finalmente faz-se o cálculo da função de transferência $H(\omega) = \dfrac{B(\omega)}{\Phi(\omega)}$

ou seja:

$$|H(\omega)| = \frac{\sqrt{P_B^2(\omega) + Q_B^2(\omega)}}{A(\omega)}$$

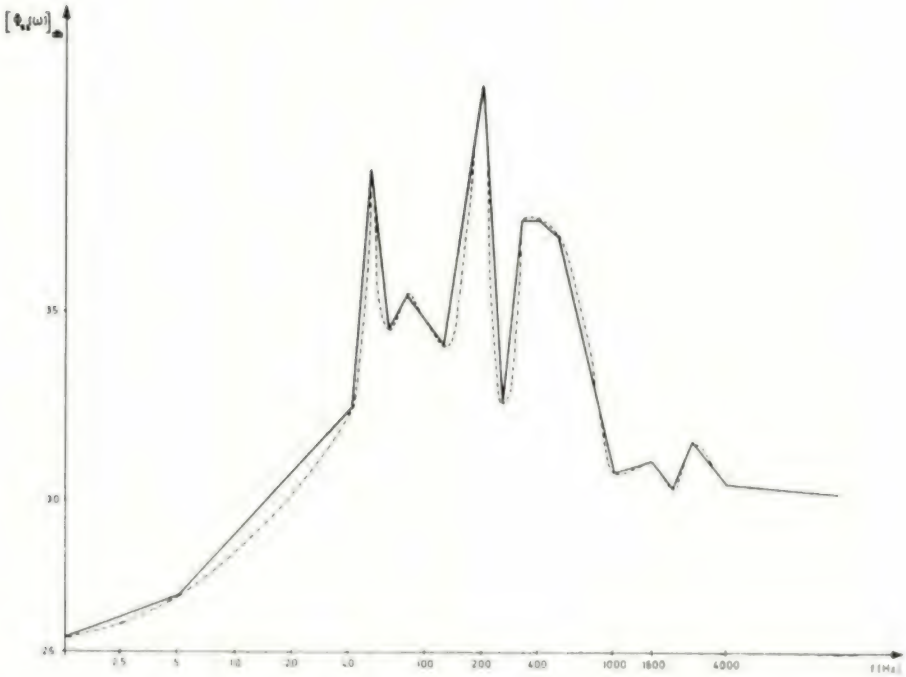
e a sua característica de fase:

$$\alpha(\omega) = \operatorname{arc\,tg}\left[\frac{Q_B(\omega)}{P_B(\omega)}\right] - \varphi(\omega)$$

2.2. — Aplicação de 2.1 no cálculo numérico da função de transferência

Dados os espectros de potência de m(t), n(t) e s(t) (quadro 1) é seguido o processo atrás indicado.

GRAFICO 1



a) A decomposição de 20 log 10 [A (ω)] em semi-rectas pode observar-se no gráfico 1, pelo que se podem calcular as respectivas inclinações em relação à inclinação unitária, quadro 2.

Nos quadros (3 e 3 A) é feito o cálculo das contribuições das diversas semi-rectas para a característica de fase a determinar e no quadro 4, já se encontram os somatórios dessas contribuições, que nos dá a característica de fase de Φ (ω), gráfico 2.

GRÁFICO 2

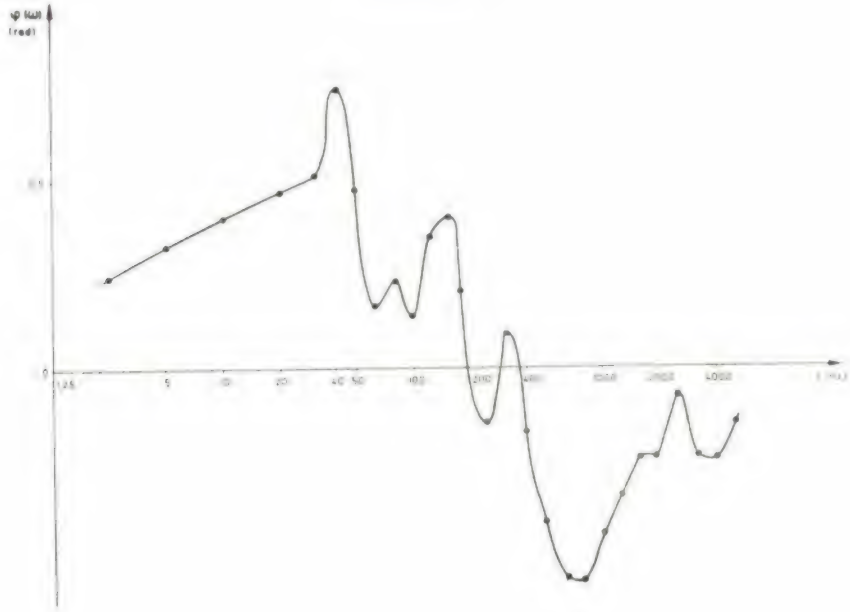
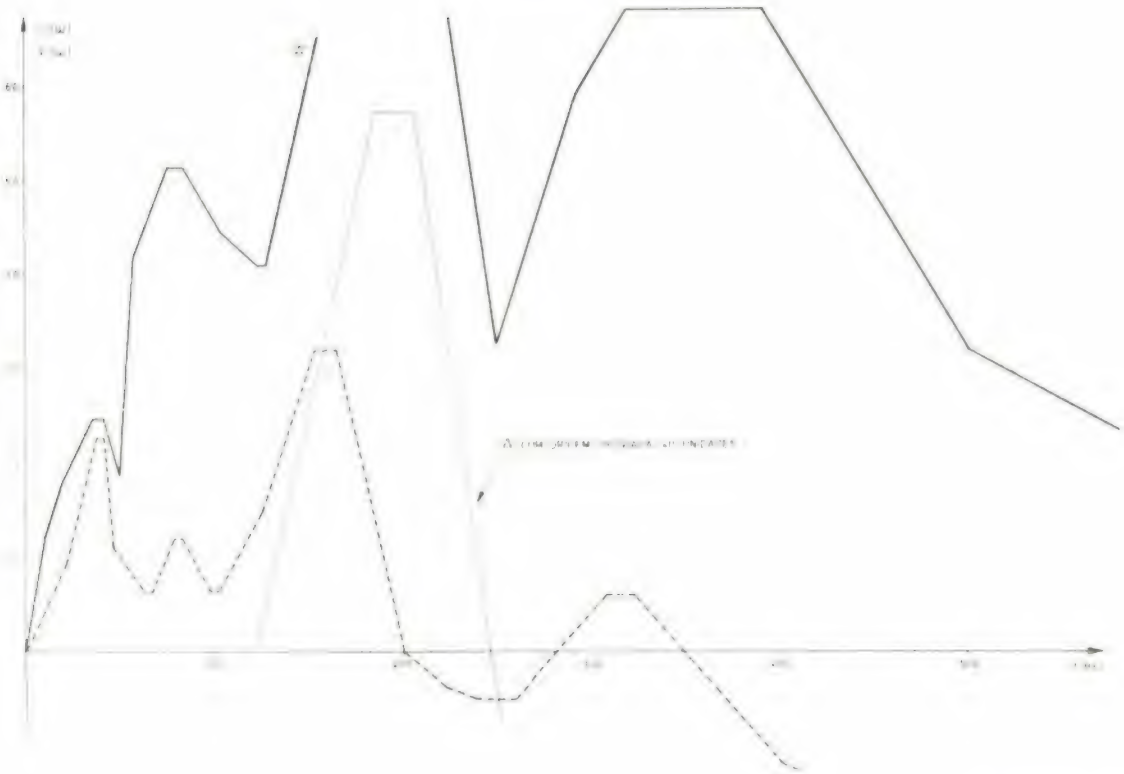


GRÁFICO 3



b) Para a determinação de $\beta(t)$ segue-se o cálculo das funções $U(\omega)$ e $V(\omega)$, quadro 5, e a sua decomposição em trapézios (gráficos 3 e 3 A), vendo-se os respectivos parâmetros nos quadros 6.

GRÁFICO 3-A

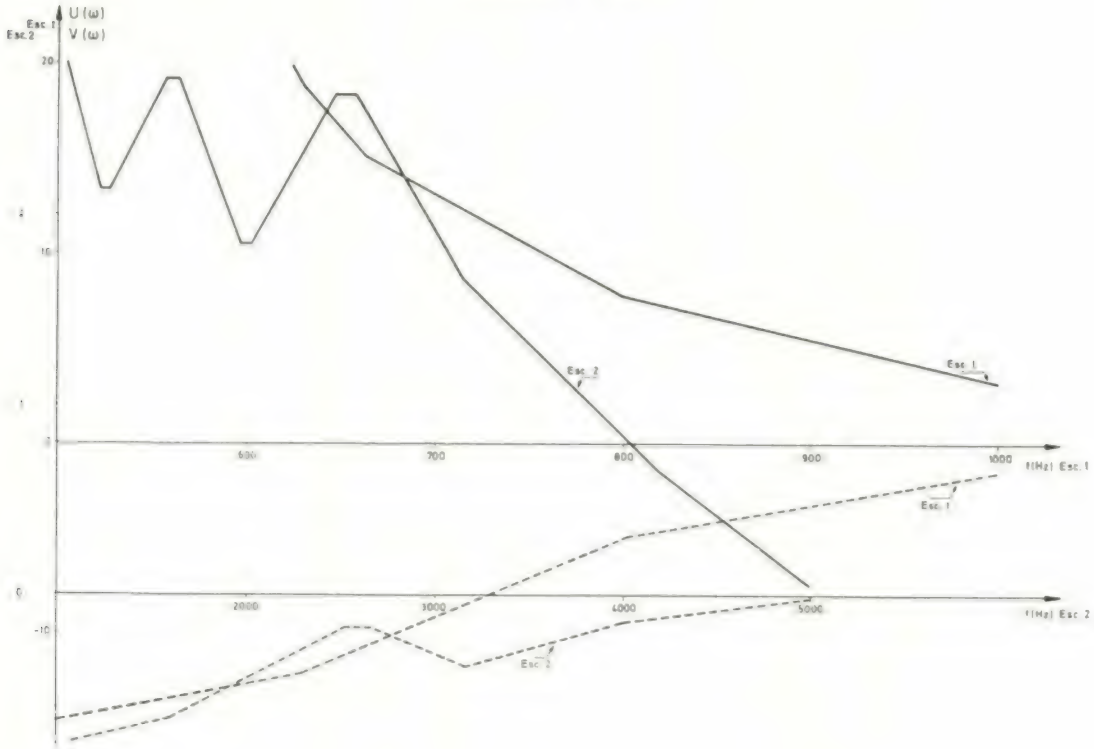


GRAFICO 4

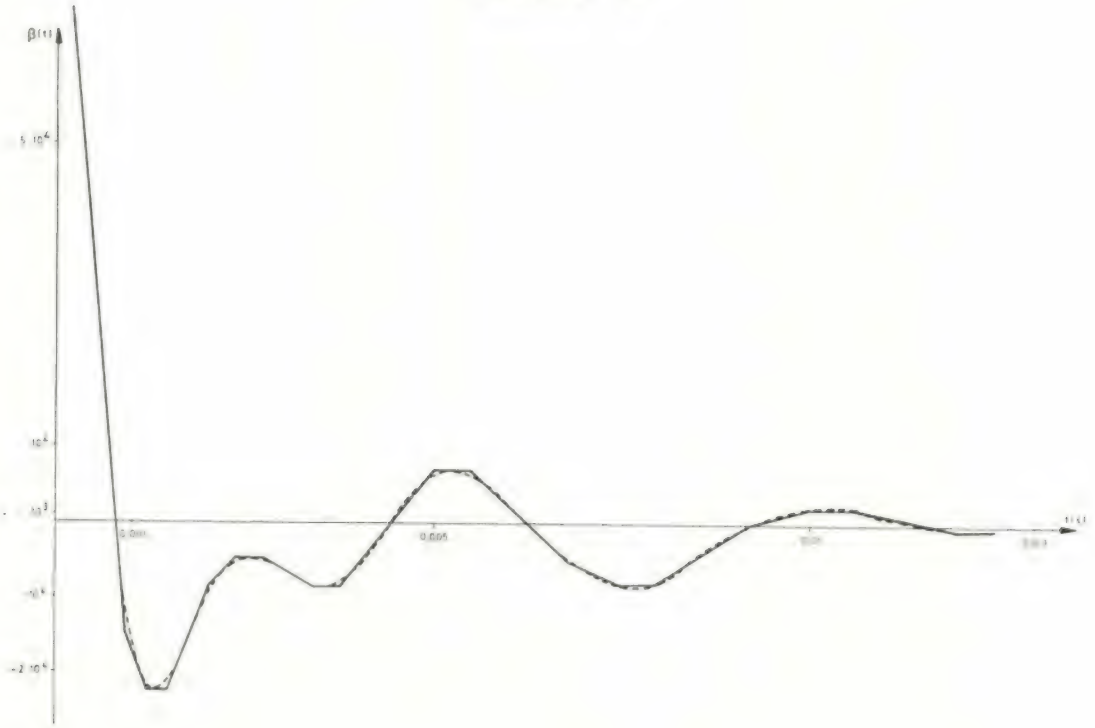


GRAFICO 4-A

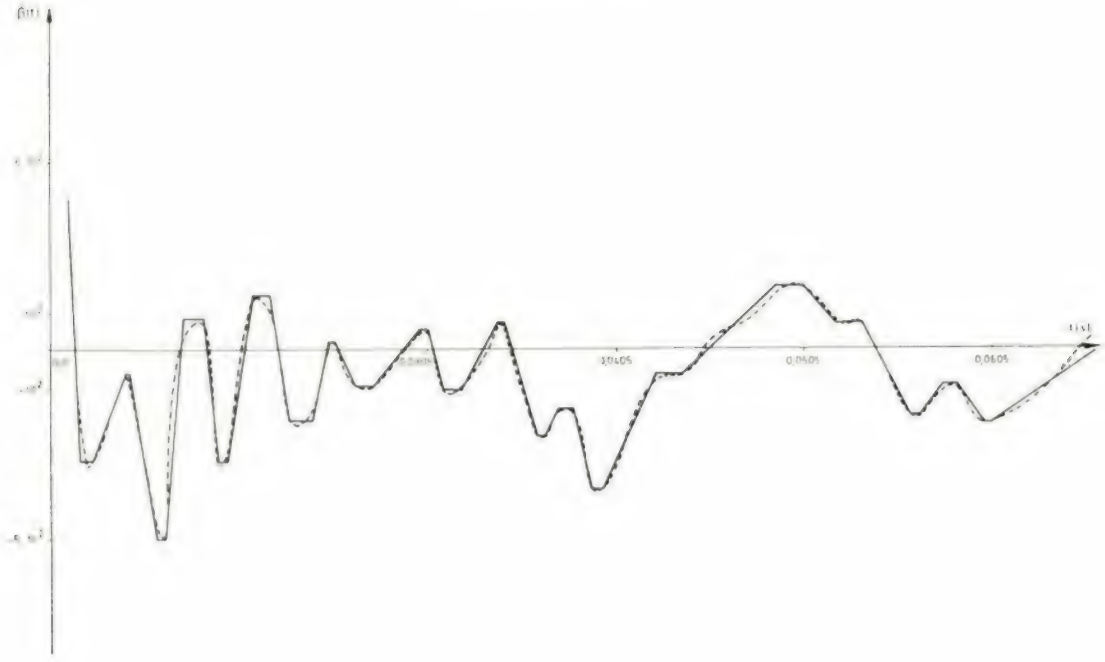
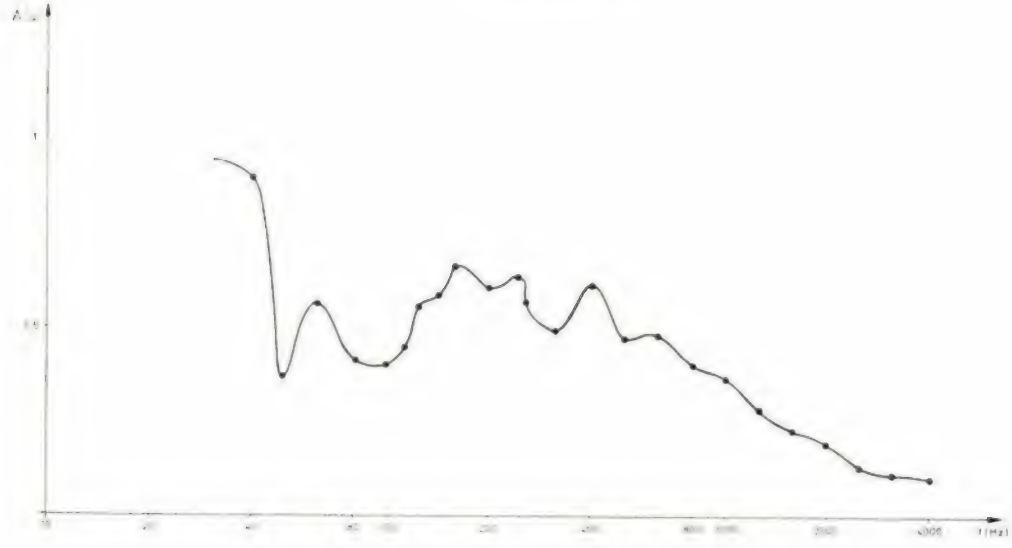


GRAFICO 5



A partir destes dados e através da programação em linguagem FORTRAN (apêndice 1), pode-se calcular β (t) por pontos (quadro 7).

c) Após a decomposição em trapézios desta função β (t) (gráficos 4), aproveitam-se os parâmetros respectivos, quadro 8, para utilização do mesmo programa FORTRAN no cálculo de P_B (ω) e Q_B (ω) por pontos (quadro 9) (*).

(*) Como β (t) não é conhecida até ∞, os valores de P_B (ω) e Q_B (ω), logo da função de transferência não terão precisão para baixas frequências. No caso presente e tendo em conta o valor t até onde se considerou β (t) e que o sinal foi extraído da voz humana, não interessando frequências abaixo dos 50 Hz devido à sua baixa contribuição, a aproximação é suficiente.

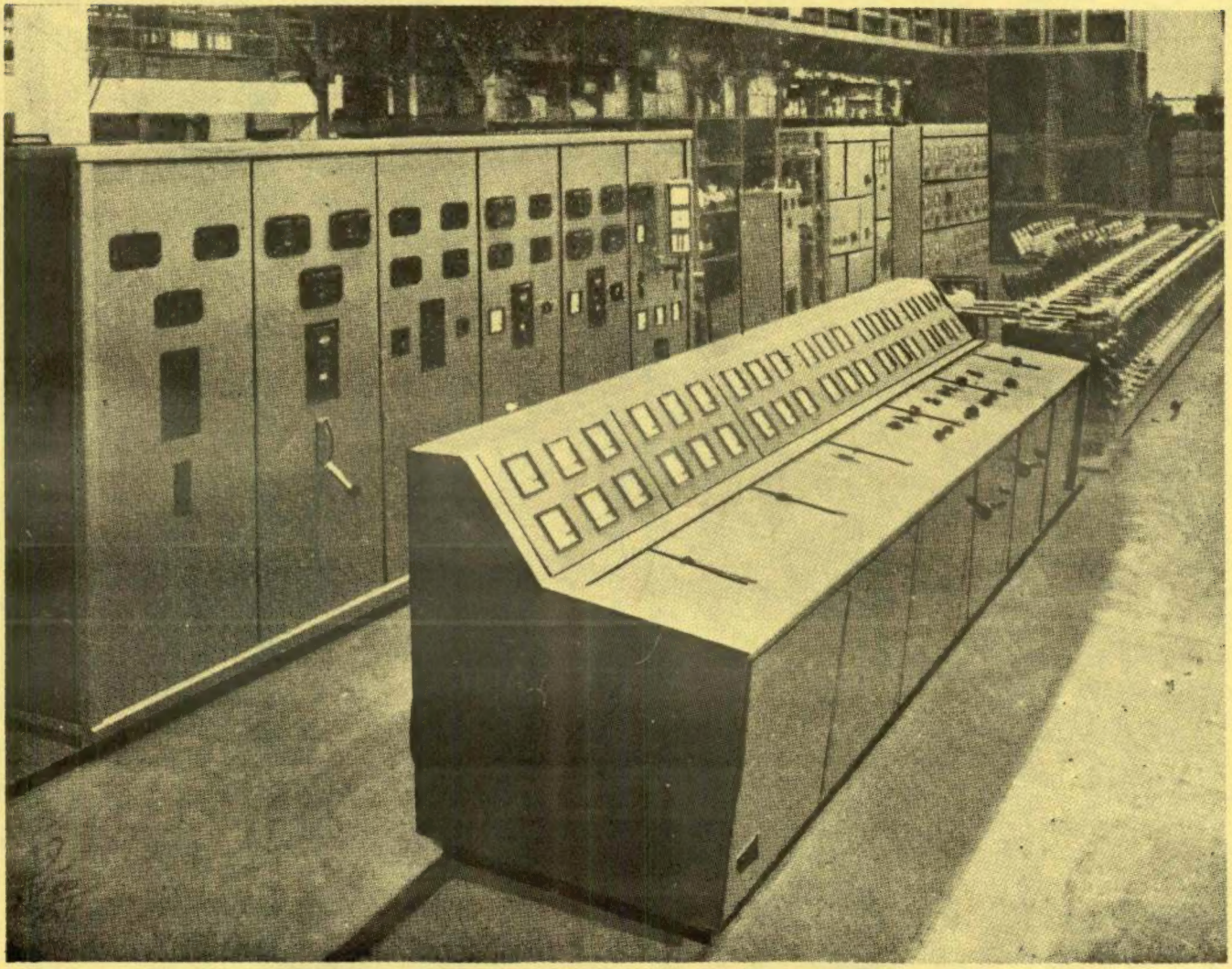
JAYME DA COSTA, L^DA

MECÂNICA E ELECTRICIDADE EM TODAS AS APLICAÇÕES

PORTO
Praça da Batalha, 12
Telef. 2 28 12 (PPC)

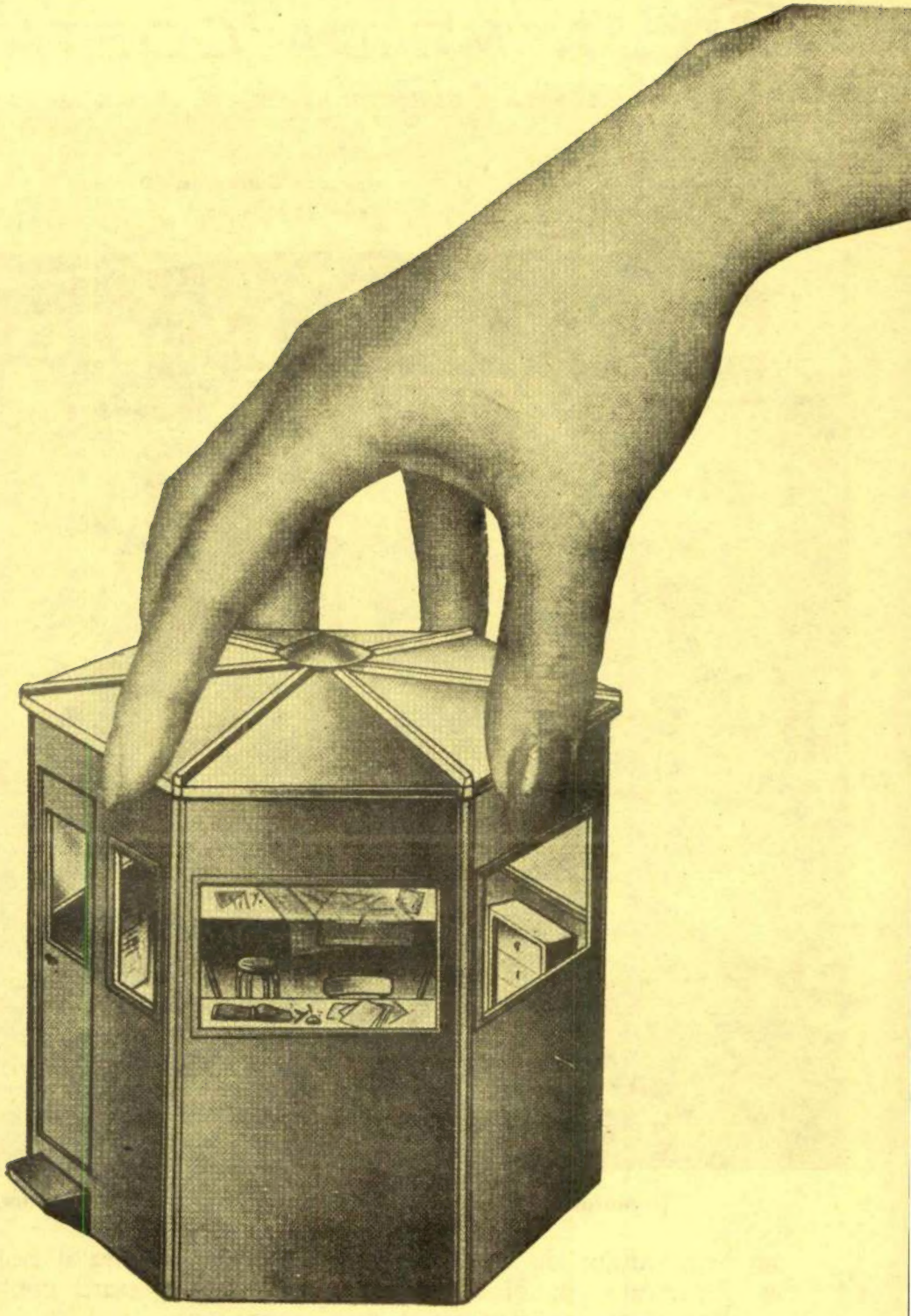
LISBOA
Rua dos Correeiros, 14
Telef. 32 70 35 (PPC)

LUANDA
Cx. Postal 5174
Telef. 4743



Material fabricado nas nossas oficinas, pronto para expedição

- Fabricação de aparelhagem eléctrica de alta e baixa tensão
- Equipamentos electromecânicos completos para centrais e fábricas
- Postos de transformação tipo monobloco
- Quadros blindados, capsulados e em armário
- Armaduras de iluminação de todos os tipos
- Contadores eléctricos e instrumentos de medida
- Telemedida e telecomando
- Instalações elevatórias de água
- Instalações de saneamento e esgotos
- Ferramentas de corte
- Motores Diesel industriais e marítimos
- Fogões eléctricos
- Frigoríficos
- Ventilação e condicionamento de ar
- Aparelhagem de Raios X e electromedicina

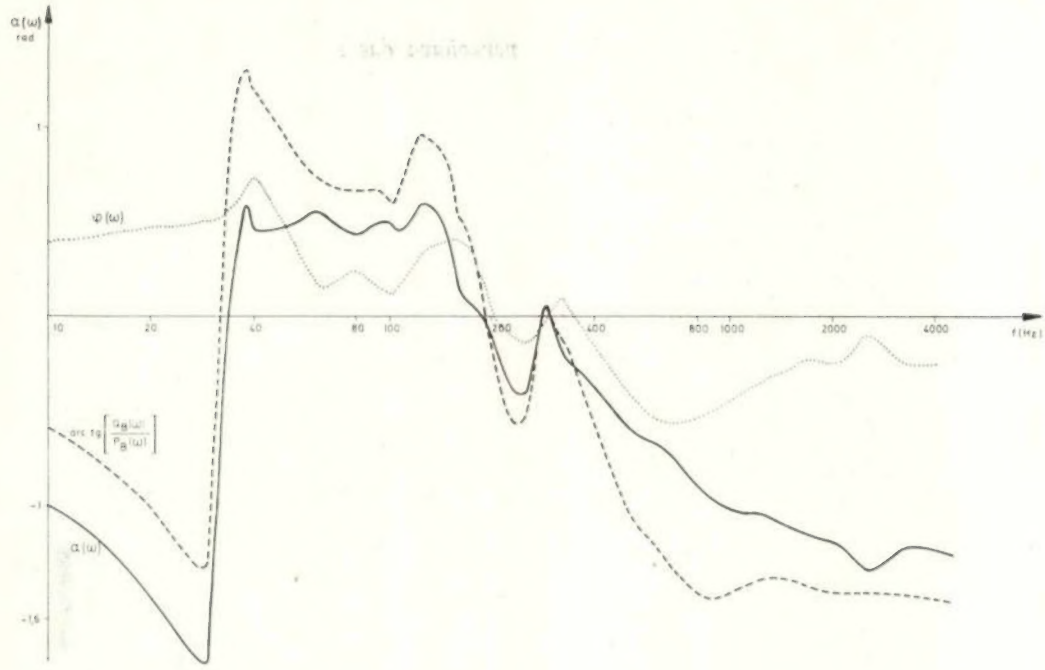


ESCRITÓRIOS MÓVEIS "RÉEL"

FABRICA PORTUGAL

RUA FEBO MONIZ, 20 — LISBOA-1

GRAFICO 6



Finalmente do cálculo da função:

$$\sqrt{P_B^2(\omega) + Q_B^2(\omega)} \quad \text{(quadro 10)}$$

determina-se a função de transferência desejada (quadro 11, gráfico 5), e respectiva característica da fase (gráfico 6).

3. CONCLUSÃO

Calculou-se a função de transferência que torna mínimo o erro quadrático médio, mas este critério não é unico, e haverá casos em que outras soluções sejam preferíveis.

No caso geral podem realizar-se soluções segundo o critério citado com elementos não lineares, mas o que se pode afirmar é que para sinais gaussianos este filtro óptimo linear será pelo menos tão bom como o melhor não linear (ref. 4).

A partir deste ponto poder-se-ia fazer a síntese do circuito correspondente.

QUADRO 1

f H_z	$\Phi_{mm}(\omega)$ (db)	$\Phi_{nn}(\omega)$ (db)	$\Phi_{ss}(\omega)$ (db)	$\Phi_{ss}(\omega)$ linear	A (ω)
40	31,5	25,2	32,4	1740	41,7
50	32,6	37,45	38,76	7400	86,5
63	34	25	34,5	2826	53,2
80	35	25,45	35,45	3510	59,3
100	34	26,5	34,7	2956	54,2
125	33,5	25,92	34,2	2630	51,3
160	38,5	25,05	38,7	7410	86,2
200	40	26	40,18	10.400	102
250	31,5	26,1	32,6	1820	42,6
315	37	26,34	37,35	5430	74
400	37	26,34	37,35	5430	74
500	33,96	33,82	36,9	4900	70
630	31,04	32,76	35	3159,5	56,21
800	26,16	31,8	32,85	1929,8	43,93
1000	20,97	30,3	30,8	1199,9	34,64
1250	19 00	30,64	30,92	1234,8	35,14
1600	19,97	30,7	31,05	1274,5	35,7
2000	17,95	30,1	30,35	1084,4	32,93
2500	19,92	31,07	31,4	1379,4	37,14
3150	17,9	30,9	31,1	1289,5	35,91
4000	12,9	30,3	30,4	1089,99	33,015

QUADRO 2

Cálculo de inclinação em db por oitava das semi-rectas, e do valor relativo dessas em relação à unitária

Frequência ω_0 de corte da semi-recta	Inclinação em db/oitava	$K = \frac{\text{inclinação}}{\text{inclinação unitária}}$
0,625	0,49	0,08166
5	— 0,49	— 0,08166
5	1,65	0,275
40	— 1,65	— 0,275
40	18,9	3,15
50	— 18,9	— 3,15
50	— 12,2	— 2,033
63	12,2	2,033
63	2,9	0,4833
80	— 2,9	— 0,4833
80	— 2	— 0,333
125	2	0,333
125	10,5	1,75
200	— 10,5	— 1,75
200	— 24,6	— 4,1
250	24,6	4,1
250	14,4	2,4
315	— 14,4	— 2,4
400	— 1,32	— 0,22
500	1,32	0,22
500	— 6,2	— 1,033
1.000	6,2	1,033
1.000	0,4	0,066
1.600	— 0,4	— 0,066
1.600	— 2,1	— 0,35
2.000	2,1	0,35
2.000	3,3	0,55
2.600	— 3,3	— 0,55
2.600	— 2,7	— 0,45
4.000	2,7	0,45
4.000	— 0,1	— 0,0166